BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

SERIE NOUĂ

Tom 8 (22) Fasc. 1

IANUARIE — IUNIE
— 1963 —

1989

F

7414

1972

Budapesti Műszaki Egyetem
Központi Könyvtára
Példányszám
P 52/64

COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. GH. SILAȘ (redactor responsabil), prof. ing. C. AVRAM, membru corespondent al Academiei R.P.R., prof. ing. T. DORDEA, prof. dr. C. DRĂGULESCU, membru al Academiei R.P.R., prof. O. EM. GHEORGHIU, prof. ing. V. GHEORGHIU, prof. ing. D. MATEESCU prof. dr. ing. C. MIKLOSI, membru al Academiei R.P.R., prof. dr. I. NANU, prof. dr. ing. ST. NĂDĂȘAN, membru al Academiei R.P.R., prof. ing. M. RĂDOI

Toate manuscrisele trimise spre a fi publicate în Buletin vor fi adresate tovarășului profesor GH. SILAȘ „Institutul Politehnic Timișoara", Republica Populară Română, cu mențiunea „Pentru Buletin".

Tous les manuscrits destinés à paraître dans le „Buletin" seront adressés a M. le Prof. GH. SILAȘ, Institut Polytechnique de Timișoara, République Populaire Roumaine, avec la mention „pour le Buletin".

Все рукописи присылаемые для опубликования в »Бюллтене« адресовать на имя проф. Г. СИЛАШ, Политехнический Институт в Тимишоаре, Румыньская Народная Республика, с примечением »для Бюллетеня«.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTUL POLITEHNIC DIN TIMIŞOARA

Seria II. Tom. 8 (22) Fasc. 1 Ianuarie-iunie 1963

CUPRINS :

I. *MATEMATICA — FIZICA — MECANICA*

B. D. CRSTICI, Despre unele funcţii analoage cu funcţiile ciclice . . 9

O. EM. GHEORGHIU, B. CRSTICI, Despre o funcţie vectorială ale cărei coordonate verifică ecuaţii funcţionale de tip Pexider . . 15

D. MANGERON, E. I. KRIVOŞEIN, Unele metode de rezolvare a problemelor de contur pentru o nouă clasă de ecuaţii integro-diferenţiale liniare. I. Probleme neomogene ale lui Goursat . . 19

GH. SILAŞ, HORST KLEPP şi TRAIAN GLIGOR, Cîteva proprietăţi ale unor mişcări plane 37

II. *CHIMIE*

GH. FACSKO, FR. GOLUMBIOSCHI, Influenţa vibrării asupra procesului de cromare 43

I. NANU, V. BOBOESCU, Esteri de acizi bibazici cu grupe eterfenolice. Sinteze şi observaţii asupra efectului în amestec cu polimeri 51

L. SAUCIUC, Dehidrogenarea alcoolului butilic secundar în prezenţa contactelor mixte de cupru 63

III. *ŞTIINŢE TEHNICE*

Z. ARDELEANU, Cercetări calitative asupra stratului limită turbulent în camera de amestec a ejectorului subsonic 67

V. BARBU, H. THEIL, C. UNGUREANU, E. COTOCIU, Caracteristici dinamice de ardere în strat ale mixtelor de Anina în amestec cu cărbune de Ponor 77

pag.

V. BERINDEAN, N. CARAMAVRU, M. TRUȘCULESCU, A. FERENCZ, Studiul proceselor de ardere la motoare cu autoaprindere de tractoare cu alimentare mixtă (motorină și gaze lichefiate) . . . 85

N. BOBOESCU, G. CREȚA, P. COJEREANU, N. LEMNEANU, Cercetări experimentale privind caracteristica forțelor pe ventilele monoscaun cu difuzor 95

L. BOLEANȚU, N. GHEORGHIU, M. FISCHER, M. GHEORGHIU, Asupra unor studii de extensometrie electrică efectuate pentru industrie 105

GH. CRISTODORESCU, I. CARȚIȘ, I. VEGA, I. RADU, Stabilirea regimului optim de tratament termic pentru poansoane din oțel romînesc W 23 117

A. DREUCEANU, L. BAGIU, I. SPOREA, Cu privire la influența tratamentelor termice asupra comportării unor aliaje de pistoane la temperatura de funcționare 123

V. GHEORGHIU, Studiul hidraulic al golirilor venturi pentru baraje . 131

PL. ANDRONESCU, Aspectul fenomenologic în utilizarea semiconductorilor din Ge-n și Ge-p, folosiți în electrotehnică 139

T. DORDEA, Asupra ondulorului autonom cu contact alunecător metalolichid 149

C. AVRAM, I. FILIMON, R. FRIEDRICH, Calculul rețelelor de grinzi din beton armat în stadiul plastic 161

C. AVRAM, N. I. VOINA, M. PĂUNESCU, A. MIHĂESCU, A. GRUIA, Rezultate noi privind revibrarea betoanelor 169

I. MUNTEANU, Bara curbă dublu incastrată solicitată spațial . . . 187

M. MODIGA, P. VĂDUVA, C. DUMITRESCU, S. GARICI, L. POP, Studii pentru proiectarea organelor active la plugurile speciale 195

I. HEINRICH și V. POP, Considerații privind realizarea unui sumator Kirchhoff cu tuburi electronice 205

A. ROGOJAN, I. HEINRICH, V. POP, A. SOCENEANȚU, Dispozitiv electronic de însumare cifric pentru scopuri didactice . . . 213

НАУЧНО—ТЕХНИЧЕСКИЙ БЮЛЛЕТЕНЬ
ТИМИШОРСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

Серия 2, Том 8 (22) выпуск 1 Январь—июнь. 1963.

ОГЛАВЛЕНИЕ

МАТЕМАТИКА — ФИЗИКА — МЕХАНИКА.

Б. Д. КРСТИЧ, О некоторых функциях аналогичных циклическим . 9

О. ЕМ. ГЕОРГИУ, Б. Д. КРСТИЧ, О векториальной функции, координаты которой удовлетворяют функциональные уравнения типа Пексидер 15

Д. МАНГЕРОН, Е. И. КРИВОШЕИН, Некоторые методы решения контурных задач для нового класса линейных интегрально-дифференциальных уравнений. I. Неоднородные задачи Гурса 19

Г. СИЛАШ, ХОРСТ КЛЕПП, ТРАИАН ГЛИГОР, Некоторые свойства плоских движений 37

II. ХИМИЯ.

Г. ФАЧКО, Ф. ГОЛУМБЮСКИЙ, Влияние вибрации на процесс хромирования 43

И. НАНУ, В. БОБОЕСКУ, Эфиры двухосновных кислот с эфир-феноловыми группами, синтезы и изучения эффектов в смеси с полимерами 51

Л. САУЧУК, Дегидрогенизация бутилового вторичного спирта в присутствии смешанных медных контактов 63

III. ТЕХНИЧЕСКИЕ НАУКИ

З. АРДЕЛЯНУ, Качественные испытания граничного турбулентного слоя в камере смешения подкритического эжектора . . . 67

В. БАРБУ, Х. ТЕИЛ, К. УНГУРЯНУ, Е. КОТОЧИУ, Динамические характеристики горения слоя смеси анинских углей с углем из Понор 77

стр.

В. БЕРИНДЯНУ, Н. КАРАМАВРУ, М. ТРУШКУЛЕСКУ, А. ФЕРЕНЦ, Изучение процессов горения в тракторных самозажигающихся двигателях со смешанным питанием (дизельное топливо и сжиженные газы) 82

Н. БОБОЕСКУ, Г. КРЕЦА, П. КОЖЕРЯНУ, Н. ЛЕМНЯНУ, Экспериментальные исследования характеристики сил односедельных вентилей с диффузором 95

Л. БОЛЯНЦУ, Н. ГЕОРГИУ, М. ФИШЕР, М. ГЕОРГИУ, К рассмотрению электрической экстенсометрии для промышленности 105

Г. КРИСТОДОРЕСКУ, И. КАРЦИШ, И. ВЕГА, И. РАДУ, Установление оптимального режима термической обработки пуансонов из румынской стали 23. 117

А. ДРЕУЧАНУ, Л. БАЖИУ, И. СПОРЯ, Влияние термической обработки на поведение некоторых сплавов для изготовления поршней при рабочей температуре 123

В. ГЕОРГИУ, Гидравлическое рассмотрение опорожнений Вентури. для плотин 131

Л. АНДРОНЕСКУ, Феноменологический аспект действия полупроводников 139

Т. ДОРДЯ, Об автономном инверторе со скользящим металло-жидким контактом 149

К. АВРАМ, И. ФИЛИМОН, Р. ФРИДРИХ, Расчет железобетонных балочных решеток в пластическом состоянии 161

К. АВРАМ, И. ВОЙНЯ, М. ПАУНЕСКУ, А. МИХАЕСКУ, А. ГРУЯ, Новые результаты в области повторно вибрированного бетона 169

И. МУНТЯНУ, Пространственно нагруженная и дважды защемленная кривая балка 187

М. МОДИГА, П. ВЭДУВЭ, К. ДУМИТРЕСКУ, С. ГАРИЧ, Л. ПОП, Исследования для проектирования активных органов специальных плугов 195

И. ХЕИНРИК и В. ПОП, В связи с созданием сумматора с элекронными лампами 205

А. РОГОЖАН, И. ХЕИНРИК, В. ПОП, А. СОЧЕНЯНЦУ, Электронные цифровое устройство для сумирования в дидактических целях 213

BULETIN SCIENTIFIQUE ET TECHNIQUE
DE
L'INSTITUT POLYTECHNIQUE DE TIMISOARA

II-e, série, tome 8 (22) fasc. 1 Ianvier-Juin 1963

SOMMAIRE

I. *MATHÉMATIQUE — PHYSIQUE — MÉCANIQUE*

B. D. CRSTICI, Sur quelques fonctions analogues aux fonctions cycliques 9

O. EM. GHEORGHIU, B. D. CRSTICI, Sur une fonction vectorielle les coordonées des quelles vérifient équations fonctionelle de Pexider 15

D. MANGERON, E. I. KRIVOȘEIN, Quelques méthodes de résolution des problème à la frontière pour une nouvelle classe d'équations integro-différentielles linéaires. I. Problèmes non homogènes de Goursat 19

GH. SILAȘ, HORST KLEPP, TRAIAN GLIGOR, Einige Eigenschaften ebener Bewegungen 37

II. *CHIMIE*

GH. FACSKO, FR. GOLUMBIOSCHI, Influence de la vibration sur le processus de chromage 43

I. NANU, V. BOBOESCU, Esters d'acides bibasiques à groupes étherphénoliques synthèses et observations sur l'effet en mélange aux polymères 51

L. SAUCIUC, Déhydrogénation de l'alcool butylique secondaire en présence des contacts mixtes de cuivre 63

III. *SCIENCES TECHNIQUES*

Z. ARDELEANU, Recherches qualitatives sur la couche limite turbulente dans la chambre de mélange de l'éjecteur sous-critiques . 67

V. BARBU, H. THEIL, C. UNGUREANU, E. COTOCIU, Les caractéristiques dynamiques de combustion sur grille en chaîne des produits mixtes d'Anina en mélange de houille brute de Ponor . 77

page

V. BERINDEN, N. CARAMAVRU, M. TRUSCULESCU, A. FERENCZ, L'étude des processus de combustion des moteurs de tracteurs à autoallumage et à l'allimentattion mixte (le gas-oil et les gaz liquéfiés) 85

N. BOBOESCU, G. CRETA, P. COJEREANU, Recherches expérimentales concernant la caractéristique des forces sur les soupapes à un seul siège à diffuseur 95

L. BOLEANȚU, N. GHEORGHIU, M. FISCHER, M. GHEORGHIU, Sur certaines études d'extensiométrie électrique effectuées pour l'industrie 105

GH. CRISTODORESCU, I. CARȚIȘ, I. VEGA, I. RADU, Etablissement du régime optimum de traitement thermique pour les poinçons en acier roumain W 23 117

A. DREUCEANU, L. BAGIU, I. SPOREA, Relativement à l'influence des traitements thermiques sur le comportament de certains alliages pour confection de pistons à la température de fonctionnement 123

V. GHEORGHIU, Etude hydraulique des conduites de vidage „Venturi" pour barrages 131

PL. ANDRONESCU, L'aspect phénoménologique du fonctionnement des semiconducteurs en Ge-*n* et Ge-*p*, utilisés en électrotechnique 139

T. DORDEA, Sur l'onduleur autonome a contact glissant métallo-liquide 149

C. AVRAM, I. FILIMON, R. FRIEDRICH, Le calcul des réseaux de pontres de béton armé en stade plastique 161

C. AVRAM, I. VOINA, M. PĂUNESCU, A. MIHĂESCU, A. GRUIN, Des nouveaux résultates sur la révibration des betons . . . 169

I. MUNTEANU, La barre courbe doublement encastrée solicitée spatiellement 187

M. MODIGA, P. VĂDUVA, C. DUMITRESCU, S. GARICI, L. POP, L'étude de la résistance à l'avancement des organes actives des machines agricoles concernant 195

I. HEINRICH, V. POP, Betrachtungen über die Erbauung eines Addierwerkes mit Elektronenrohren 205

A. ROGOJAN, I. HEINRICH, V. POP, A. SOCENEANȚU, Elektronisches Ziffernaddierwerk für didaktische Zwecke 213

DESPRE UNELE FUNCȚII ANALOAGE CU FUNCȚIILE CICLICE

DE

BORISLAV D. CRSTICI

Comunicare prezentată la cea de-a IX-a sesiune de comunicări științifice a cadrelor didactice de la Universitatea din Timișoara, 21—22 decembrie 1962.

1. Funcțiile $f_1(x), f_2(x), \ldots, f_n(x)$ care alcătuiesc soluția sistemului liniar de ecuații diferențiale

$$\frac{dy_1}{dx} = y_n, \quad \frac{dy_2}{dx} = y_1, \quad \frac{dy_3}{dx} = y_2, \ldots, \quad \frac{dy_n}{dx} = y_{n-1},$$

și care verifică condițiile inițiale $y_i(0) = \delta_1^i (y_1(0) = 1, \; y_2(0) = \ldots = y_n(0) = 0)$ se numesc funcții ciclice [1]. În cazul $n=3$ funcțiile ciclice sînt funcțiile lui P. Appell ap x, cp x, sp x [2]. Aceste funcții au fost studiate de J. Devisme [3] și M. Roșculeț [4], ultimul studiind și funcțiile ciclice de ordinul n [5]. Funcțiile ciclice au fost aplicate la rezolvarea ecuațiilor funcționale și a sistemelor de ecuații funcționale de către prof. Oct. Em. Gheorghiu și colaboratorii săi, ca de exemplu în [9], [10], [11], [12].

2. În cele ce urmează voi considera funcțiile $f_\nu(x)$, $\nu = 1, \ldots, n$ care verifică sistemul

$$\begin{aligned} \frac{df_1}{dx} &= p_1 f_n \\ \frac{df_2}{dx} &= f_1 + p_2 f_n \\ &\vdots \\ \frac{df_n}{dx} &= f_{n-1} + p_n f_n \end{aligned} \tag{1}$$

cu condițiile inițiale $f_\nu(0) = \delta_1^\nu$. Îmi propun să stabilesc legea de adunare a argumentelor pentru aceste funcții. În acest scop reamintesc că dacă matricea $F(x) = \{a_{ik}(x)\}$ este soluția normală a ecuației matriciale

$$\frac{dF}{dx} = FA$$

unde A este o matrice constantă, avem următoarea ecuație funcțională matricială

$$F(x+y) = F(x)F(y) = F(y)F(x) \tag{2}$$

Sistemul (1) se poate scrie matricial astfel

$$\frac{df}{dx} = fM \tag{1'}$$

unde f este matricea linie $f=[f_1 f_2 \dots f_n]$ iar M următoarea matrice

$$M=\begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & 1 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & & \dots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 1 \\ p_1 & p_2 & p_3 & \dots & p_n \end{bmatrix}$$

[6], [7]. Să formăm cu ajutorul funcțiilor $f_\nu(x)$ ce satisfac sistemul (1) o matrice pătrată de ordinul n are ca linie de rangul întîi matricea linie f, iar următoarele linii se formează după legea

$$a_{ik}=a_{i-1,\,k-1}+p_k a_{i-1,\,n}\ ;\ i=2,3,\dots,n\ ;\ k=1,2,3,\dots,n$$

Această matrice este de forma

$$\begin{bmatrix} f_1 & f_2 & \dots & f_n \\ p_1 f_n & f_1+p_2 f_n & \dots & f_{n-1}+p_n f_n \\ p_1(f_{n-1}+p_n f_n) & p_1 f_n+p_2(f_{n-1}+p_n f_n) & \dots & f_{n-2}+p_{n-1}f_n+p_n(f_{n-1}+p_n f_n) \\ a_{n1} & a_{n2} & \dots & a_{nn} \end{bmatrix} \tag{2}$$

Linia a doua a acestei matrici se obține din linia întîia în felul următor

$$[a_{21}\ a_{22}\ a_{23}\dots a_{2n}]=[f_1\ f_2\ f_3\dots f_n]M$$

In general pentru liniile matricei F avem

$$[a_{i1}\ a_{i2}\ a_{i3}\dots a_{in}]=[f_1\ f_2\ f_3\dots f_n]M^{i-1};\quad i=1,2,\dots,n$$

Rezultă că orice linie a matricei F verifică sistemul (1') deoarece

$$\frac{d}{dx}\{[f_1 f_2\dots f_n]\cdot M^{i-1}\}=\left\{\frac{d}{dx}[f_1 f_2\dots f_n]\right\}\cdot M^{i-1}$$

$$\left\{\frac{d}{dx}[f_1 f_2\dots f_n]\right\}\cdot M^{i-1}=\{[f_1 f_2\dots f_n]M^{i-1}\}\cdot M$$

iar

$$M^{i-1}\cdot M=M\cdot M^{i-1}$$

Inseamnă că matricea F este matricea integrală a sistemului (1). Ea este soluția normală a ecuației diferențiale matriciale

$$\frac{dF}{dx}=FM.$$

Deci pentru ea avem satisfăcută ecuația funcțională a lui Cauchy relativă la funcția exponențială (2). În felul acesta avem:

Teorema 1. Funcțiile $f_\nu(x)$, care verifică sistemul (1) cu condițiile inițiale $f_\nu(0)=\delta_1^\nu$ (simbolul lui Kronecker), verifică următorul sistem de ecuații funcționale

$$\begin{aligned}
&f_1(x+y)=f_1(x)f_1(y)+p_1f_2(x)f_n(y)+p_1f_3(x)f_{n-1}(y)+p_1p_nf_3(x)f_n(y)+\\
&\qquad+\ldots+f_n(x)\,a_{n1}(y)\\
&f_2(x+y)=f_1(x)f_2(y)+f_2(x)[f_1(y)+p_2f_n(y)]+\ldots+f_n(x)\,a_{n2}(y)\\
&\vdots\\
&f_n(x+y)=f_1(x)f_n(y)+f_2(x)[f_{n-1}(y)+p_nf_n(y)]+\ldots+f_n(x)\,a_{nn}(y)
\end{aligned}\tag{3}$$

3. Funcțiile $f_\nu(x)$ de la care am plecat sînt evident astfel încît verifică toate condițiile de existență a soluției sistemului (1). Se pune problema dacă sistemul de ecuații funcționale (3) este verificat numai de aceste funcții sau și de alte funcții. În privința funcțiilor ciclice H. Schmidt [6] a arătat că legea de adunare a argumentelor ale acestor funcții nu le caracterizează. Cu alte cuvinte, sînt și alte funcții care se supun aceleiași legi de adunare a argumentelor. În rezolvarea aceleiași probleme relativă la funcțiile $f_\nu(x)$ vom merge pe două căi: metoda prof. Oct. Em. Gheorghiu, care figurează sub forma unei anexe la lucrarea amintită a lui H. Schmidt [6] și metoda lui H. Schmidt. Încadrîndu-ne în punctul de vedere al prof. Gheorghiu vom pune problema găsirii mulțimii soluțiilor sistemului (3). În acest scop vom considera funcția hipercomplexă cu componente funcții reale

$$F(x)=f_1(x)+\theta f_2(x)+\ldots+\theta^{n-1}f_n(x)$$

unde θ este unitatea hipercomplexă verificînd ecuația cu coeficienți întregi

$$\theta^n=p_1+p_2\theta+p_3\theta^2+\ldots+p_n\theta^{n-1}.\tag{4}$$

Cu ajutorul acestei funcții sistemul (3) se reduce la ecuația lui Cauchy relativă la funcția exponențială

$$F(x+y)=F(x)F(y)\tag{2'}$$

Soluția acestei ecuații este

$$F(x)=e^{\alpha x}\tag{5}$$

unde α este o constantă arbitrară hipercomplexă

$$\alpha=\alpha_1+\alpha_2\theta+\ldots+\alpha_n\theta^{n-1}$$

cu θ verificînd ecuația (4). Componentele reale ale funcției din (5) constituie soluția sistemului (3).

4. Mergînd pe calea lui H. Schmidt vom demonstra mai întîi:

Teorema 2. Și soluția sistemului

$$\frac{df}{dx}=f\mathfrak{M}\tag{6}$$

verificînd condițiile inițiale $f_\nu(0)=\delta_1^\nu$ unde $\mathfrak{M}$ este o matrice de forma

$$\mathfrak{M}=\begin{bmatrix} \alpha_1 & \alpha_2 & \dots & \alpha_n \\ p_1\alpha_n & \alpha_1+p_2\alpha_2 & \dots & \alpha_{n-1}+p_n\alpha_n \\ \dots & \dots & \dots & \\ a_{n1} & a_{n2} & \dots & a_{nn} \end{bmatrix} \tag{7}$$

cu elementele constante arbitrare $\alpha_1, \alpha_2, \dots, \alpha_n$ verifică sistemul de ecuații funcționale (3).

În adevăr, avem

$$\mathfrak{M}=\alpha_1 E+\alpha_2 M+\dots+\alpha_n M^{n-1}.$$

Soluția normală a oricărei ecuații diferențiale matriciale

$$\frac{dF}{dx}=FA$$

unde A este o matrice constantă este

$$F=e^{xA}.$$

Rezultă pentru ecuația

$$\frac{dF}{dx}=F\mathfrak{M}$$

soluția

$$F=e^{x\mathfrak{M}}=\prod_{i=1}^{n}(e^{\alpha_i x M^{i-1}}).$$

Deducem că și în acest caz F este de forma (7) și ca atare ecuația (2) va conduce tot la sistemul (3).

Avem de asemenea și o teoremă reciprocă:

Teorema 3. Dacă funcțiile $f_\nu(x)$, $\nu=1,\dots,n$, definite pentru orice x real verifică sistemul (3) și dacă toate funcțiile $f_\nu(x)$ sînt continue pentru $x=0$, atunci $[f_1\ f_2\dots f_n]$ este linia întîia din soluția normală a sistemului (6) în care $\mathfrak{M}$ este o matrice de forma (7) cu elemente constante arbitrare. Aici determinantul matricii de forma (7) cu linia întîia $[f_1\ f_2\dots f_n]$ trebuie să fie $\neq 0$.

În adevăr, înmulțind la dreapta ecuațiile din sistemul (3) cu M^0, M^1, $M^2,\dots,M^{n-1}$ și adunînd obținem

$$F(x+y)=F(x)F(y)$$

Pe baza unei teoreme a lui Pólya [8] matricea $F(x)$ este atunci soluția normală a sistemului

$$\frac{dF}{dx}=FA$$

unde A este o matrice constantă. De aici scoatem

$$A=F^{-1}\frac{dF}{dx}$$

și prin urmare A este o matrice de forma (7).

BIBLIOGRAFIE

1. Rey Pastor, Boletin Sem. mat. Argentino. Buenos Aires, Nr. 4 (1929)
2. P. Appell, C.R. Ac. Sci. Paris, 84, 1378, (1877)
3. J. Devisme, Ann. Fac. Sci. Toulouse (III), 25, 143—237, (1933)
4. M. Roşculeţ, Şt. cercet. mat., 5, nr. 3—4, 361—401, (1954)
5. M. Roşculeţ, Bul. ştiinţ. Acad. R.P.R., sect. şt. mat. fiz., V, nr. 1, 103—145, (1953)
6. H. Schmidt, Math. Zeitschr., 76, 46—50, (1961)
7. Сливинский, В. Е., ДАН, Т. 74, № 5, (1950).
8. G. Pólya, Sitzgsber. preuss. Akad. Wiss. Berlin, 96—99, (1928)
9. Oct. Em. Gheorghiu, Com. Acad. R.P.R., IV, nr. 5—6, 175—178, (1954)
10. V. Mioc şi B. Crstici, Com. Acad. R.P.R., X, nr. 9, 729—733, (1960)
11. Oct. Em. Gheorghiu, V. Mioc şi B. Crstici, Com. Acad. R.P.R., XI, nr. 7, 785—789, (1961)
12. Oct. Em. Gheorghiu şi V. Mioc, Com. Acad. R.P.R., VIII, nr. 8, 755—763, (1958)

О НЕКОТОРЫХ ФУНКЦИЯХ АНАЛОГИЧНЫХ ЦИКЛИЧЕСКИМ

(РЕЗЮМЕ)

Автор рассматривает функции $f_\nu(x)$; $\nu = 1, 2, \ldots, n$, удовлетворяющие систему дифференциальных уравнений (1′) при начальных условиях $f_\nu(0) = \delta_1^\nu$ (символ Кронекера). Устанавливается закон сложения аргументов этих функции и получается система функционалных уравнений (3). Затем находятся все функции удовлетворяющие данной системе. Проводится качественный анализ системы (3), распространяя теоремы Х. Шмидта [6] на область циклических функций.

SUR QUELQUES FONCTIONS ANALOGUES AUX FONCTIONS CYCLIQUES

(RÉSUMÉ)

L'Auteur considère les fonctions $f_\nu(x)$; $\nu = 1, 2, \ldots, n$ vérifiant le système d'équations différentielles (1′) avec les conditions initiales $f_\nu(0) = \delta_1^\nu$ (symbôle de Kronecker). Il établie la loi de composition des arguments de ces fonctions, en obtenant le système d'équations fonctionnelles (3). Ensuite il trouve toutes les fonctions verifiant ce système. L'Auteur fait aussi une étude qualitative du système (3) et établie des theorèmes analogues aux ces de H. Schmidt [6] rélatifs aux fonctions cycliques.

DESPRE O FUNCȚIE VECTORIALĂ ALE CĂREI COORDONATE VERIFICĂ ECUAȚII FUNCȚIONALE DE TIP PEXIDER

DE

OCT. EM. GHEORGHIU și B. D. CRSTICI

Comunicare prezentată la cea de-a IX-a sesiune de comunicări științifice a cadrelor didactice de la Universitatea din Timișoara, 21—22 decembrie 1962

1. Considerăm patru funcții vectoriale de un argument scalar

$$[\varphi_1(x)\ \varphi_2(x)\ \varphi_3(x)] \tag{1}$$

și

$$[f_1(y)\ f_2(y)\ f_3(y)]$$
$$[g_1(y)\ g_2(y)\ g_3(y)] \tag{2}$$
$$[h_1(y)\ h_2(y)\ h_3(y)]$$

Cu ajutorul celor trei funcții (2) formăm trei baze ciclice variabile

$$[\rho_K(y)]=[f_i(y)]\,D^{k-1}$$
$$[\sigma_K(y)]=[g_i(y)]\,D^{k-1} \qquad k=1,2,3 \tag{3}$$
$$[\tau_K(y)]=[h_i(y)]\,D^{k-1}$$

unde D este matricea de permutare ciclică

$$D=\begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \tag{4}$$

iar $[f_i(y)]$ trebuie înțeles ca matrice linie.

Condiția ca $[\rho_k(y)]$ să formeze o bază impune

$$\begin{vmatrix} f_1 & f_2 & f_3 \\ f_3 & f_1 & f_2 \\ f_2 & f_3 & f_1 \end{vmatrix} \neq 0 \tag{5}$$

adică

$$f_1(y)+f_2(y)+f_3(y)\neq 0 \tag{6}$$

și

$$f_1(y)\neq f_2(y)\neq f_3(y) \tag{7}$$

Condiții identice cu (5) avem și pentru $(\sigma_K(y)][\tau_K(y)]$.

Ne punem problema determinării funcției vectoriale $\varphi_t(x)$ astfel încît coordonatele ei față de reciprocele celor trei baze să verifice sistemul de ecuații funcționale de tip PEXIDER

$$F_t(x,y)=G_t(x+y,y)+H_t(x-y,y) \tag{8}$$

Totodată ne punem problema determinării celor trei funcții

$$[f_t(y)],\ [g_t(y)],\ [h_t(y)]$$

2. Sistemul (8) în cazul cînd funcțiile $F_t(x,y)$, $G_t(x,y)$, $H_t(x,y)$ au semnificația de la punctul 1 este

$$\begin{aligned}
&\varphi_1(x)f_1(y)+\varphi_2(x)f_2(y)+\varphi_3(x)f_3(y)=\varphi_1(x+y)g_1(y)+\varphi_2(x+y)g_2(y)+\\
&\quad+\varphi_3(x+y)g_3(y)+\varphi_1(x-y)h_1(y)+\varphi_2(x-y)h_2(y)+\varphi_3(x-y)h_3(y)\\
&\varphi_1(x)f_3(y)+\varphi_2(x)f_1(y)+\varphi_3(x)f_2(y)=\varphi_1(x+y)g_3(y)+\varphi_2(x+y)g_1(y)+\\
&\quad+\varphi_3(x+y)g_2(y)+\varphi_1(x-y)h_3(y)+\varphi_2(x-y)h_1(y)+\varphi_3(x-y)h_2(y)\\
&\varphi_1(x)f_2(y)+\varphi_2(x)f_3(y)+\varphi_3(x)f_1(y)=\varphi_1(x+y)g_2(y)+\varphi_2(x+y)g_3(y)+\\
&\quad+\varphi_3(x+y)g_1(y)+\varphi_1(x-y)h_2(y)+\varphi_2(x-y)h_3(y)+\varphi_3(x-y)h_1(y)
\end{aligned} \tag{9}$$

Sistemul (9) se poate scrie matricial

$$\Phi(x)F(y)=\Phi(x+y)G(y)+\Phi(x-y)H(y) \tag{10}$$

unde Φ, F, G, H sînt matrici ciclice avînd primele linii respectiv

$$\begin{aligned}
&\varphi_1(x),\ \varphi_2(x),\ \varphi_3(x)\\
&f_1(y),\ f_2(y),\ f_3(y)\\
&g_1(y),\ g_2(y),\ g_3(y)\\
&h_1(y),\ h_2(y),\ h_3(y)
\end{aligned} \tag{11}$$

Pentru rezolvarea ecuației funcționale matriciale (10) vom considera funcțiile hipercomplexe de o variabilă reală

$$\begin{aligned}
P(y)&=f_1(y)+\theta f_2(y)+\theta^2 f_3(y)\\
L(x)&=g_1(y)+\theta g_2(y)+\theta^2 g_3(y)\\
M(y)&=h_1(y)+\theta h_2(y)+\theta^2 h_3(y)\\
N(y)&=\varphi_1(x)+\theta\varphi_2(x)+\theta^2\varphi_3(x)
\end{aligned} \tag{12}$$

cu

$$\theta^3=1 \tag{13}$$

Ecuației (6) îi corespunde atunci ecuația

$$L(x)M(y)=L(x+y)N(y)+L(x-y)P(y) \tag{14}$$

respectiv

$$L(x+y)+L(x-y)Q(y)=L(x)R(y) \tag{15}$$

cu

$$Q(y)=\frac{P(y)}{N(y)},\quad R(y)=\frac{M(y)}{N(y)} \tag{16}$$

Ecuația (15) este o extindere a ecuației lui D'Alembert

$$L(x+y)+L(x-y)=L(x)R(y) \tag{17}$$

Pentru funcții reale de o variabilă reală ecuația (15) a fost studiată de regretatul M. Ghermanescu [1]. Mulțimea soluțiilor măsurabile ale acestei ecuații este

$$L(x)=Ae^{ax}+Be^{bx}, \quad Q(y)=e^{ay}e^{by}, \quad R(y)=e^{ay}+e^{by} \tag{18}$$

sau

$$L(x)=(Ax+B)e^{ax}, \quad Q(y)=e^{2ay}, \quad R(y)=2e^{ay} \tag{19}$$

sau

$$L(x)=Ae^{ax}, \quad Q(y)=1, \quad R(y)=e^{ay}+e^{-ay} \tag{20}$$

sau

$$L(x)=Ae^{ax}, \quad Q(y)=-1, \quad R(y)=e^{ay}-e^{-ay} \tag{21}$$

unde A, B, a, b sînt constante reale arbitrare.

În cazul funcțiilor hipercomplexe de o variabilă reală mulțimea soluțiilor hipercomplexe cu componente reale măsurabile este dată tot de (18)—(21), în care însă de data aceasta constantele sînt hipercomplexe

$$\begin{aligned} A&=A_1+\theta A_2+\theta^2 A_3 \\ B&=B_1+\theta B_2+\theta^2 B_3 \\ a&=a_1+\theta a_2+\theta^2 a_3 \\ b&=b_1+\theta b_2+\theta^2 b_3 \end{aligned} \qquad \theta^3=1 \tag{22}$$

3. În consecință funcțiile $\varphi_t(x)$ în cazul (18) sînt date de egalitatea matricială

$$\Phi(x)=e^{a_1 x}AS(a_2x, a_3x)+e^{b_1 x}BS(b_2x, b_3x) \tag{23}$$

unde A este o matrice ciclică constantă cu prima linie A_1, A_2, A_3; iar S este o matrice ciclică cu prima linie formată de cei trei cosinuși ai lui P. Appel $ap_1(a_2x, a_3x)$, $ap_2(a_2x, a_3x)$, $ap_3(a_2x, a_3x)$. În matricea S care înmulțește pe B argumentele cosinușilor lui P. Appell sînt b_2x; b_3x (B este tot o matrice ciclică constantă cu prima linie B_1, B_2, B_3).

În ceea ce privește matricile $F(y)$, $G(y)$, $H(y)$ avem:

$$\frac{H(y)}{G(y)}=e^{(a_1+b_1)y}S(a_2y, a_3y)S(b_2y, b_3y) \tag{24}$$

$$\frac{F(y)}{G(y)}=e^{a_1 y}S(a_2y, a_3y)+e^{b_1 y}S(b_2y, b_3y) \tag{25}$$

Rezultă că funcțiile $g_t(y)$ rămîn arbitrare.

În mod asemănător se scriu soluțiile corespunzătoare lui (19)—(21).

Extinderea (15) a ecuației lui D'Alembert se poate considera și în matrici ciclice de un ordin oarecare n, folosind funcțiile hipercomplexe cu n componente cu unitatea hipercomplexă $\theta^n=1$. Soluțiile se vor exprima cu ajutorul cosinușilor lui P. Appell de ordinul n.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA 1848

BIBLIOGRAFIE

1. M. Ghermănescu, *Ecuaţii funcţionale*, Ed. Acad. R.P.R., Buc., 1960.
2. M. Roşculeţ, Şt. cercet. matem., V, 3—4, 1954, p. 361—401.
3. M. Roşculeţ, Şt. cercet. matem., VII, 1—2, 1956, p. 147—178.
4. W. Sierpinski, Fundam. Mathem., I, 1920, p. 116—129.
5. W. Sierpinski, Mathematica, Cluj, 13, 1937, p. 270—271.

О ВЕКТОРИАЛЬНОЙ ФУНКЦИИ КООРДИНАТЫ КОТОРОЙ УДОВЛЕТВОРЯЮТ ФУНКЦИОНАЛЬНЫЕ УРАВНЕНИЯ ТИПА ПЕКСИДЕР

(РЕЗЮМЕ)

Авторы рассматривают четыре векториальных функции скалярного аргумента в трехмерном пространстве $[\varphi_i(x)]$, $[f_i(x)]$, $[g_i(x)]$, $[h_i(x)]$; $i=1, 2, 3$. Предлагается определение этих функций, таким образом, чтобы координаты $[\varphi_i(x)]$ по отношению к взаимным циклических оснований составленных с остальными тремя удовлетворяли систему функциональных уравнений Пексидера (8).

При решении этой задачи авторы встречаются с функциональным уравнением в виде матриц, соответствующим уравнению (15) рассматриваемому М. Германеску [1] и являющемуся видоизменением уравнения Даламбера. Для решени авторы применяют гиперкомплексные функции действительной переменной, а решение дают при помощи косинусов П. Аппеля. Установлено что одна из векториальных функций остается произвольной. Уравнение (15) принимается и в цикличеких матрицах порядка n, без толкований имеющих место в случае $n=3$.

SUR UNE FONCTION VECTORIELLE LES COORDONÉES DES QUELLES VÉRIFIENT ÉQUATIONS FONCTIONELLES DE PEXIDER

(RÉSUMÉ)

Auteurs considèrent quatre fonctions vectorielles d'un argument scalaire dans l'espace aux trois dimensions $[\varphi_i(x)]$, $[f_i(x)]$, $[g_i(x)]$, $[h_i(x)]$; $i=1, 2, 3$.

On met le problème de trouver les quatres fonctions vectorielles ainsi que les coordinées $[\varphi_i(x)]$ vérifiant le système des équations fonctionnelles de Pexider (8), vis-à vis des bases réciproques formées avec les trois autres.

En solutionent cette problème les auteurs trouve une équation fonctionelle en matrices de fonctions, qui corresponde à l'équation (15) étudiée par. M. Ghermănescu [1] et qui généralise l'équation de D'Alembert.

Pour trouver la solution les auteurs utilisent fonctions hypercomplexes d'une variable réelle, ainsi que la solution qui on écrit avec des fonctions du P. Appell. On trouve qu'une fonction vectorielle reste arbitraire. L'équation (15) on considère et en matrices cycliques d'ordre n, sans les intépretations données pour le cas $n=3$.

UNELE METODE DE REZOLVARE A PROBLEMELOR DE CONTUR PENTRU O NOUĂ CLASĂ DE ECUAȚII INTEGRO-DIFERENȚIALE LINIARE. I. PROBLEME NEOMOGENE ALE LUI GOURSAT

DE

D. MANGERON (Institutul politehnic, Iași) și L. E. KRIVOȘEIN (Universitatea de Stat, Frunze, U.R.S.S.)

1. Într-o serie de lucrări ale autorilor [1]—[3] s-a studiat problema omogenă a lui Goursat pentru ecuații liniare integro-diferențiale cu derivate parțiale de formă specială. Soluția problemei era căutată sub formă de o anume integrală, fapt care a condus la posibilitatea de a se folosi de teoria ecuațiilor integrale polidimensionale liniare și prin aceasta la analiza solubilității și la elucidarea structurii soluțiilor problemelor considerate.

În această lucrare, se rezolvă problema neomogenă a lui Goursat pentru unele clase noi de ecuații integro-diferențiale cu derivate parțiale.

2. Să construim soluția problemei neomogene a lui Goursat

$$[D^i u(x, y)]_{x=a} = \varphi_i(y); \; [D^i u(x, y)]_{y=c} = \psi_i(x) \quad (i=0, 1, \ldots, k-1) \tag{1}$$

Pentru ecuația integro-diferențială liniară

$$D^i u(x, y) + \lambda \sum_0^{k-1} r_i(x, y) D^i u(x, y) = f(x, y) +$$

$$+ \lambda \iint_P \sum_0^m \mathcal{K}_i(x, y, \xi, \eta) D^i u(\xi, \eta) \, d\xi \, d\eta, \tag{2}$$

în care

$\varphi_i(y)$, $\psi_i(x)$, $\tau_i(x, y)$ $(i=0, 1, \ldots, k-1)$; $f(x, y)$, $\mathcal{K}_j(x, y, \xi, \eta)$ $(j=0, 1, \ldots, m)$ sînt funcții continue cunoscute, definite în dreptunghiul $P=[a, b]\times[c, d]$, λ este un parametru numeric, $D^i u \equiv \dfrac{\partial^{2i} u(x, y)}{\partial x^i \, \partial y^i}$ este derivata totală de ordin i în sensul lui Picone [3]; k și m sînt numere întregi pozitive fiind totodată $k \geqslant m$.

Soluția problemei (1), (2) se construiește sub forma

$$u(x, y) = \Phi(x, y) + \frac{1}{(k-1)!^2} \iint_{ac}^{x\,y} [(x-t)(y-\tau)]^{k-1} v(t, \tau) \, dt \, d\tau, \tag{3}$$

în care $\Phi(x, y)$ este funcție cunoscută, ce satisface condițiile de contur (1)

$$[D^i \Phi(x, y)]_{x=a} = \varphi_i(y), \quad [D^i \Phi(x, y)]_{y=c} = \psi_i(x) \qquad (i = 0, 1, \ldots, k-1) \tag{4}$$

și ecuația omogenă

$$D^k \Phi(x, y) = 0, \tag{5}$$

iar $v(x, y)$ este noua funcție necunoscută. Dată fiind relativă simplitate a problemei (4), (5), determinarea funcției $\Phi(x, y)$ nu prezintă dificultăți deosebite.

Operînd asupra egalității (3) cu operatorul D^k, se obține

$$D^k u(x, y) \equiv D^k \Phi(x, y) + D^k \left[\frac{1}{(k-1)!^2} \iint_{ac}^{xy} [(x-t)(y-\tau)]^{k-1} v(t, \tau)\, dt\, d\tau \right] \equiv v(x, y). \tag{6}$$

De unde rezultă că, în ipotezele admise, relative la funcția $\Phi(x, y)$ noua funcție necunoscută $v(x, y)$ nu este altceva decît derivata totală de ordin superior din ecuația integro-diferențială (2).

Pentru ca funcția (3) să fie soluția ecuației (2) cu condițiile de contur (1), este necesar să se aleagă funcția $v(x, y)$ în așa fel ca membrul al doilea din (3) să satisfacă ecuația (2). Această observație permite a se construi ecuația integrală din care urmează a se determina funcția $v(x, y)$. Avem

$$D^k u(x, y) + \lambda \left[\sum_0^{k-1} r_i(x, y) D^i u(x, y) - \iint_P \sum_0^m \mathcal{E}_i(x, y, \xi, \eta) D^i u(\xi, \eta)\, d\xi\, d\eta \right] =$$

$$= v(x, y) + \lambda \left[\sum_0^{k-1} r_i(x, y) D^i \Phi(x, y) - \iint_P \sum_0^m \mathcal{E}_i(x, y, \xi, \eta) D^i \Phi(\xi, \eta)\, d\xi\, d\eta \right] +$$

$$+ \lambda \left[\sum_0^{k-1} r_i(x, y) \frac{1}{(k-1-i)!^2} \iint_{ac}^{xy} [(x-t)(y-\tau)]^{k-1-i} v(t, \tau)\, dt\, d\tau - \right.$$

$$\left. - \iint_P \sum_0^m \mathcal{E}_i(x, y, \xi, \eta) \frac{1}{(k-1-i)!^2} \iint_{ac}^{xy} [(\xi-t)(\eta-\tau)^{k-1-i} v(t, \tau)\, dt\, d\tau \right] d\xi\, d\eta \equiv v(x, y) +$$

$$+ \lambda K(x, y),$$

sau

$$\lambda \left[\iint_Q M_1(x, y, \xi, \eta) v(\xi, \eta)\, d\xi\, d\eta + \iint_P M_2(x, y, \xi, \eta) v(\xi, \eta)\, d\xi,\, d\eta \right] = f(x, y),$$

sau

$$v(x, y) - \lambda \iint_P M(x, y, t, \tau) v(t, \tau)\, dt\, d\tau = F(x, y, \lambda), \tag{7}$$

în care s-a pus

$$F(x, y, \lambda)\equiv f(x, y)-\lambda K(x, y);$$

$$M(x, y, t, \tau)\equiv \begin{cases} M_1(x, y, t, \tau)+M_2(x, y, t, \tau); & a\leqslant t\leqslant x,\ c\leqslant\tau\leqslant y, \\ M_2(x, y, t, \tau); & x\leqslant t\leqslant b,\ y\leqslant\tau\leqslant d; \end{cases}$$

$$K(x, y)\equiv \sum_0^{k-1} r_i(x, y) D^i\Phi(x, y)-\iint_P \sum_0^m \mathfrak{S}_i(x, y, \xi, \eta) D^i\Phi(\xi, \eta)\,d\xi\,d\eta;$$

$$Q\equiv\{a\leqslant t\leqslant x;\ c\leqslant\tau\leqslant y\}.$$

De aceea, dacă λ nu este o valoare caracteristică a nucleului $M(x, y, t, \tau)$, există soluția problemei (1), (2) și ea poate fi construită sub forma

$$u(x, y)=\Phi(x, y)+\frac{1}{(k-1)!^2}\iint_Q [(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1}\times$$

$$\times\left[F(\xi, \eta, \lambda)+\lambda\iint_P R(\xi, \eta, t, \tau, \lambda) F(t, \tau, \lambda)\,dt\,d\tau\right]d\xi\,d\eta, \qquad (8)$$

în care prin $R(\cdot)$ s-a notat nucleul rezolvant al nucleului $M(\cdot)$.

Dacă λ este o valoare caracteristică a nucleului $M(x, y, \xi, \eta)$, de rang ν, atunci problema (1), (2) nu are soluție dotată cu derivate totale $D^iu(x, y)(i=0,1,\ldots,k)$ continue decît în cazul cînd funcțiile $\varphi_i(y)$, $\psi_i(x)$ $(i=0, 1,\ldots, k-1)$ aparțin varietății singulare S. Dacă acest din urmă fapt are loc, atunci soluția $u(x, y)$ a problemei puse se găsește sub forma

$$u(x, y)=\Phi(x, y)+\frac{1}{(k-1)!^2}\iint_Q [(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1}[z(x, y)+\sum_1^\nu q_i z_i(\xi, \eta)]\,d\xi\,d\eta, \qquad (9)$$

în care $z(x, y)$ și $z_i(x, y)(i=1, 2,\ldots,\nu)$ sînt respectiv o soluție particulară a ecuației (7) și funcțiile proprii corespunzătoare la valoarea proprie λ a nucleului $M(x, y, t, \tau)$. De aici se deduce următoarea

Teorema 1. *Dacă* 1) λ *nu este o valoare proprie a nucleului* $M(x, y, t, \tau)$, *problema* (1), (2) *posedă întotdeauna o soluție de* $2k$ *ori continuu derivabilă, reprezentabilă sub forma* (8); 2) λ *este o valoare caracteristică a nucleului* $M(x, y, t, \tau)$ *de rang* ν. *În acest caz soluția problemei* (1), (2) *se poate pune sub forma* (3) *în ipoteză că funcțiile* $\varphi_i(y)$ *și* $\psi_i(x)(i=0, 1,\ldots, k-1)$, *care figurează în* (1) *nu aparțin la varietatea singulară* S. *În cazul cînd funcțiile* $\varphi(y)$ *și* $\psi(x)(i=0, 1,\ldots, k-1)$ *din* (1) *aparțin la varietatea singulară* S *avem o infinitate de soluții ale problemei* (1), (2), *de determinate prin formula* (9).

Fie $P \equiv Q$. Atunci ecuația (2) ia forma

$$D^k u(x, y)+\lambda \sum_0^{k-1} r_i(x, y) D^i u(x, y)=f(x, y)+\lambda \iint_Q \sum_0^m \mathcal{B}_i(x,y,\xi,\eta) D^i u(t,\tau)\, dt\, d\tau. \tag{10}$$

Prin urmare substituirea expresiei funcției necunoscute $u(x, y)$ dată prin (3) în ecuația (10) conduce la ecuația integrală pe care o transcriem sub forma

$$v(x, y)-\lambda \iint_Q M^*(x, y, t, \tau) v(t, \tau)\, dt\, d\tau=F(x, y, \lambda), \tag{11}$$

în care $M^*(\cdot)$ și $F(\cdot)$ sînt funcții cunoscute. Din analiza ecuației (11) rezultă că problema lui Goursat (1) are întotdeauna soluție pentru ecuația (10). În adevăr, din (11) se găsește

$$v(x, y)=F(x, y, \lambda)+\lambda \iint_Q R_1(x, y, \xi, \eta, \lambda) F(\xi, \eta, \lambda)\, d\xi\, d\eta \equiv \rho(x, y, \lambda),$$

în care prin $R_1(x, y, \xi, \eta, \lambda)$ s-a notat nucleul rezolvant al nucleului $M^*(x, y, \xi, \eta)$ care figurează în ecuația (11). Prin urmare soluția problemei (1), (10) se scrie sub forma

$$u(x, y)=\Phi(x, y)+\frac{1}{(k-1)!^2} \iint_Q [(x-t)(y-\tau)]^{k-1} \rho(t, \tau, \lambda)\, dt\, d\tau. \tag{12}$$

Rezultate întrucîtva diferite se obțin în cazul cînd se consideră problemele

$$[D^i u(x, y)]_{x=a}=\varphi_i(y); \quad [D^i u(x, y)]_{y=\beta}=\mu_i(x) \tag{13}$$

$$(i=0, 1, \ldots, k-1);$$

$$[D^i u(x, y)]_{x=a}=\rho_i(y); \quad [D^i u(x, y)]_{y=b}=\varphi_i(x) \tag{14}$$

$$(i=0, 1, \ldots, k-1);$$

$$[D^i u(x, y)]_{x=a}=\rho_i(y); \quad [D^i u(x, y)]_{y=\beta}=\mu_i(x) \tag{15}$$

$$(i=0, 1, \ldots, k-1).$$

Fie, de exemplu, problema lui Goursat (15) pentru ecuația integro-diferențială (10). În acest caz soluția problemei (15), (10) se construiește sub forma

$$u(x, y)=\Phi_1(x, y)+\frac{1}{(k-1)!^2} \int_{a\beta}^{xy} [(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1} w(\xi, \eta)\, d\xi\, d\eta, \tag{16}$$

în care funcția $\Phi_1(x, y)$ este soluția ecuației (15) pentru ecuația diferențială (5), pe cînd $w(x, y)$ este noua funcție necunoscută. Operînd cu operatorul integro-diferențial care figurează în (10) asupra relației (16) și

executînd toate transformările necesare, se ajunge la o ecuație integrală care conține atît un domeniu de integrație constant τ cît și un domeniu de integrație variabil Q :

$$w(x, y)-\lambda\iint_{Q} M^{*}(x, y, \xi, \eta)\, w(\xi, \eta)\, d\xi\, d\eta-\iint_{\tau} N(x, y, \xi, \eta)\, w(\xi, \eta)\, d\xi\, d\eta= \\ =F_1(x, y, \lambda), \tag{17}$$

în care prin $M^{*}(\cdot)$, $N(\cdot)$ și $F_1(\cdot)$ s-au notat funcții cunoscute.

Dacă $Q \subset \tau$, atunci, introducînd un nou nucleu

$$M_3(x, y, \xi, \eta) \equiv \begin{cases} M^{*}(x, y, \xi, \eta)+N(x, y, \xi, \eta); & (x, y) \in Q, \\ N(x, y, \xi, \eta); & (x, y) \in \tau-Q, \end{cases}$$

se ajunge la ecuația integrală de forma (7)

$$w(x, y)-\lambda\iint_{\tau} M_3(x, y, \xi, \eta)\, w(\xi, \eta)\, d\xi\, d\eta=F_1(x, y, \lambda). \tag{18}$$

Prin urmare, dacă λ nu este o valoare caracteristică a nucleului $M_3(\cdot)$, soluția problemei (15), (10) există întotdeauna. Ea poate fi pusă sub forma

$$u(x, y)=\Phi_1(x, y)+\frac{1}{(k-1)!^2}\iint_{\alpha\beta}^{xy}[(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1}\Delta(\xi, \eta, \lambda)\, d\xi\, d\eta, \tag{19}$$

în care prin $\Delta(\cdot)$ s-a notat soluția ecuației (18).

Dacă λ este o valoare caracteristică a nucleului $M_3(x, y, \xi, \eta)$ de rang ν, atunci : a) nu este posibil a se prezenta sub forma (16) soluția problemei (15), (10) dacă funcțiile $\rho_i(y)$, $\mu_i(x)\,(i=0, 1, \ldots, k-1)$ nu aparțin varietății singulare S pentru care ecuația integrală (16) posedă soluții ; b) soluția problemei (15), (10) poate fi reprezentată sub forma (16) dacă $\{\rho_i(y), \mu_i(x)\}_0^{k-1} \in S$. Însă în acest caz nu mai avem de-a face cu o soluție unică. În adevăr,

$$w(x, y)=w_0(x, y, \lambda)+\sum_{1}^{\nu} q_i\, w_i(x, y, \lambda), \tag{20}$$

în care $w_0(\cdot)$ și $w_i(\cdot)\,(i=1, 2, \ldots, \nu)$ sînt respectiv o soluție particulară a ecuației (18) și funcțiile proprii ale nucleului $M_3(x, y, \xi, \eta)$, iar $q_1, q_2, \ldots, q_\nu$ sînt constante arbitrare. Ținînd seama de (20), soluția problemei (10), (15) poate fi scrisă sub forma

$$u(x, y)=\Phi_1(x, y)+\frac{1}{(k-1)!^2}\iint_{\alpha\beta}^{xy}[(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1}[w_0(\xi, \eta, \lambda)+ \\ +\sum_{1}^{\nu} q_i\, w_i(\xi, \eta, \lambda)]\, d\xi\, d\eta. \tag{21}$$

Rezultate analoge se pot obține dacă se rezolvă problema (15) pentru ecuația integro-diferențială (2). Problemele (13), (14) pot fi și ele discutate în mod analog pentru ecuațiile integro-diferențiale (2) și (10). Renunțăm a face acest lucru aici.

Raționamentele de mai sus și demonstrațiile corespunzătoare conduc la următoarea

Teorema 2. *Problema de contur* (1), (10) *posedă pentru orice valoare finită a parametrului* λ *o soluție unică de* $2k$ *ori continuu derivabilă, reprezentabilă sub forma* (12). *Problemele* (13), (14), (15) *pentru ecuația integro-diferențială* (10) *posedă o soluție unică de* $2k$ *ori continuu derivabilă, reprezentabilă sub forma* (19) *dacă* λ *nu este o valoare proprie a ecuației integrale* (17) *Dacă* λ *este o valoare proprie a nucleului ecuației* (17) *de rang* ν, *atunci fie că problemele considerate nu posedă soluții reprezentabile sub forma* (16) (*în acest caz funcțiile* $\rho_i(y)$, $\mu_i(x)$, ... *din mebrii din dreapta ai relațiilor* (13)—(15) *nu aparțin varietății singulare* S) *fie că soluțiile nu mai satisfac la condiția de unicitate fiind date prin formula* (21) (*în acest caz funcțiile* $\rho_i(y)$, $\mu_i(x)$, ... *din dreapta relațiilor* (13)—(15) *aparțin la multiplicitatea singulară* S).

Fie $a \leqslant x \leqslant b$, $c \leqslant y \leqslant d$ și totodată $a < \alpha < b$, $c < \beta < d$.

Atunci din (17) se obține

$$w(x, y) = F_1(x, y, \lambda) + \lambda \iint_{\tau} N(x, y, \xi, \eta)\, w(\xi, \eta)\, d\xi\, d\eta +$$

$$+ \lambda \iint_{Q} R_1(x, y, t, \tau, \lambda) [F_1(t, \tau, \lambda) + \lambda \iint_{\tau} N(t, \tau, \xi, \eta)\, w(\xi, \eta)\, d\xi\, d\eta]\, dt\, d\tau \equiv$$

$$\equiv F_2(x, y, \lambda) + \lambda \iint_{\tau} M_4(x, y, \xi, \eta, \lambda)\, w(\xi, \eta)\, d\xi\, d\eta. \tag{22}$$

Prin urmare, dacă ecuația (22) are drept soluție o funcție $\gamma(x, y, \lambda)$, atunci problema (15), (10) posedă soluție ce poate fi scrisă sub forma

$$u(x, y) = \Phi_1(x, y) + \frac{1}{(k-1)!^2} \int_{\alpha\beta}^{xy} \int [(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1} \gamma(\xi, \eta, \lambda)\, d\xi\, d\eta. \tag{23}$$

Dacă λ este o valoare proprie a nucleului $M_4(x, y, \xi, \eta)$ de rang ν, atunci problema (15), (10) posedă soluție de forma (16) atunci și numai atunci cînd funcțiile $\{\rho_i(y), \mu_i(x)\}_0^{k-1}$ aparțin multiplicității singulare S, care asigură existența soluției ecuației (22) în acest caz special.

Observație. Fie că avem de rezolvat problema (1) și $\mathfrak{S}_i(x, y, \xi, \eta) \equiv 0$, $\{i = 0, 1, \ldots, m;\ (x, y), (\xi, \eta) \in P\}$. Atunci din (2) se obține o ecuație diferențială cu derivate totale a lui Picone

$$D^k u(x, y) + \lambda \sum_{0}^{k-1} r_i(x, y)\, D^i u(x, y) = f(x, y). \tag{24}$$

Acționînd asupra relației (3) cu operatorul cu derivate totale $D^k + \lambda \sum_0^{k-1} r_l(x, y) D^l$ și ținînd seama de (24), se ajunge la ecuația integrală

$$v(x, y) - \lambda \iint_Q T(x, y, \xi, \eta) v(\xi, \eta) \, d\xi \, d\eta = f_3(x, y, \lambda), \tag{25}$$

în care $T(\cdot)$ și $f_3(\cdot)$ sînt funcții cunoscute. Din (25) se obține

$$v(x, y) = f_3(x, y, \lambda) + \lambda \iint_Q A(x, y, \xi, \eta, \lambda) f_3(\xi, \eta, \lambda) \, d\xi \, d\eta \equiv l(x, y, \lambda),$$

în care prin $A(\cdot)$ s-a notat nucleul rezolvant al nucleului $T(\cdot)$. Prin urmare, în cazul considerat problema (2), (24) are totdeauna soluție ce poate fi reprezentată sub forma

$$u(x, y) = \Phi(x, y) + \frac{1}{(k-1)!^2} \iint_Q [(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1} l(\xi, \eta, \lambda) \, d\xi \, d\eta.$$

Metoda expusă poate conduce la rezolvarea problemelor (1), (13), (14) și (15) pentru ecuații integro-diferențiale de forma

$$D^k u(x, y) + \lambda \sum_{j=0}^{k-1} \sum_{i=0}^{k-1} r_{ij}(x, y) \frac{\partial^{i+j} u(x, y)}{\partial x^i \partial y^j} = f(x, y) +$$

$$+ \lambda \iint_P \sum_{j=0}^{P} \sum_{i=0}^{P} \mathfrak{S}_{ij}(x, y, \xi, \eta) \frac{\partial^{i+j} u(\xi, \eta)}{\partial \xi^i \partial \eta^j} \, d\xi \, d\eta; \quad p \leqslant k. \tag{26}$$

În adevăr, să considerăm pentru a fixa ideile problema (1), (26). În acest caz din (3) se obține

$$\frac{\partial^{i+j} u(x, y)}{\partial x^i \partial y^j} = \frac{\partial^{i+j} \Phi(x, y)}{\partial x^i \partial y^j} + \iint_{ac}^{xy} \frac{(x-\xi)^{k-1-i} (y-\eta)^{k-1-j}}{(k-1-i)! \, (k-1-j)!} v(\xi, \eta) \, d\xi \, d\eta,$$

$$(0 \leqslant i, j \leqslant k-1).$$

În consecință, operînd asupra relației (3) cu operatorul integro-diferențial care figurează în (26), se ajunge la o ecuație integro-diferențială de forma (7)

$$v(x, y) - \lambda \iint_P M_0(x, y, \xi, \eta) v(\xi, \eta) \, d\xi \, d\eta = f(x, y, \lambda), \tag{27}$$

în care prin $M_0(\cdot)$ și $f(\cdot)$ s-au notat funcții cunoscute. Se vede acum că dacă λ nu este o valoare proprie a nucleului $M_0(\cdot)$ atunci problema (1), (26) posedă o soluție unică, reprezentabilă sub forma (3). Dacă λ este o valoare proprie de rang ν a nucleului $M_0(\cdot)$, are loc unul din următoarele două cazuri: a) Soluția problemei (1), (26) nu poate fi reprezentată sub forma (3); b) soluția problemei considerate, construită pornind de la relația de substituție (3) nu se determină în mod univoc și conține constante arbitrare.

Menționăm că dacă este îndeplinită inegalitatea

$$|\lambda|<1 : \sup_P \iint_P |M_0(x, y, \xi, \eta)|\, d\xi\, d\eta, \qquad (*)$$

există totdeauna o soluție unică a problemei (1), (26), care poate fi construită sub forma (3) folosind metoda aproximațiilor succesive. Pornind de la sistemul rezolvant al ecuațiilor integrale (3), (27) se obține următoarea caracteristică calitativă apriori ca a soluției problemei (26), (1):

$$|u(x, y)| \leqslant |\Phi(x, y)| + [(x-a)(y-c)]^k d : (k!^2); \{(x, y), \lambda\} \in B, \qquad (28)$$

în care

$$d \leqslant \sup_B |f(x, y, \lambda)| : \left[1 - \sup_B \iint_P |\lambda M_0(x, y, \xi, \eta)|\, d\xi\, d\eta\right];$$

B fiind un domeniu în care are loc inegalitatea (*). Aceeași metodă este aplicabilă și la rezolvarea problemelor (1), (13)—(15) pentru ecuații integro-diferențiale de forma

$$D^k u(x, y) + \lambda \sum_{j=0}^{k-1} \sum_{i=0}^{k-1} r_{ij}(x, y) \frac{\partial^{i+j} u(x, y)}{\partial x^i\, \partial y^j} + f(x, y) +$$

$$+ \lambda \iint_Q \sum_{j=0}^{P} \sum_{i=0}^{P} \mathfrak{K}_{ij}(x, y, \xi, \eta) \frac{\partial^{i+j} u(\xi, \eta)}{\partial \xi^i\, \partial \eta^j}\, d\xi\, d\eta. \qquad (29)$$

Se poate afirma că soluția problemei (1), (29) totdeauna există, reprezentabilă sub forma (3). Dacă se consideră problemele (13)—(15) pentru ecuația (29), este posibil: a) fie ca soluțiile problemelor considerate există și sînt unice; b) fie că soluțiile problemelor considerate nu există pentru unele valori ale lui λ, sau sînt determinate în mod neunivoc.

Observație. Dacă în (26) sau în (29) avem $\mathfrak{K}_{ij}(\cdot) \equiv 0 (i, j = 0, 1, \ldots, p)$, se obține problema lui Goursat pentru ecuația diferențială liniară

$$D^k u(x, y) + \lambda \sum_{j=0}^{k-1} \sum_{i=0}^{k-1} r_{ij}(x, y) \frac{\partial^{i+j} u(x, y)}{\partial x^i\, \partial y^j} = f(x, y). \qquad (30)$$

Înlocuind (3) în (30), se ajunge la ecuația integrală

$$v(x, y) - \lambda \iint_{\alpha\beta}^{xy} N_1(x, y, \xi, \eta)\, v(\xi, \eta)\, d\xi\, d\eta = f_2(x, y, \lambda). \qquad (31)$$

Deoarece ecuația (31) posedă întotdeauna soluție în clasa funcțiilor continue, pe care o notăm cu $v(x, y) \equiv V(x, y, \lambda)$, rezultă că problema (15), (30) posedă totdeauna soluție reprezentabilă sub forma

$$u(x, y) = \Phi_1(x, y) + \frac{1}{(k-1)!^2} \iint_{\alpha\beta}^{xy} [(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1} V(\xi, \eta, \lambda)\, d\xi\, d\eta. \qquad (32)$$

Raționamentele expuse mai sus conduc la următoarele rezultate concentrate în

Teorema 3. *Problema* (1), (26) *posedă totdeauna o soluție de* $2k$ *ori continuu derivabilă dacă* λ *nu este o valoare proprie a nucleului* $M_0(x, y, \xi, \eta)$. *Dacă* λ *este o valoare proprie a nucleului* $M_0(x, y, \xi, \eta)$, *atunci problema* (1), (26) *fie că nu are soluție de* $2k$ *ori continuu derivabilă (cînd funcțiile care figurează în membrii din dreapta în condițiile* (1) *nu aparțin la varietatea singulară* S), *fie că soluția problemei se determină în mod neunivoc (atunci cînd membrii din dreapta din relațiile* (1) *aparțin varietății singulare* S). *Problema* (1), (26) *posedă totdeauna soluție de* $2k$ *ori continuu derivabilă dacă este îndeplinită condiția* (*) *și dacă este îndeplinită și inegalitatea* (28) *relativă la evaluarea creșterii modulului soluției problemei în domeniul* B.

Să considerăm în ecuația (2) $r_i(x, y) \equiv 0$ $(i = 0, 1, \ldots, k-1 ; (x, y) \in P)$ și să rezolvăm problema relativă la ecuația astfel obținută și la condițiile (1). În acest caz substituirea funcției $u(x, y)$ exprimată prin (3) în ecuația integro-diferențială

$$D^k u(x, y) = f(x, y) + \lambda \iint_P \sum_0^m \mathfrak{K}_i(x, y, \xi, \eta) D^i u(\xi, \eta) \, d\xi \, d\eta \qquad (33)$$

conduce la ecuația integrală

$$v(x, y) = \mu(x, y, \lambda) + \lambda \iint_P W(x, y, \xi, \eta) v(\xi, \eta) \, d\xi \, d\eta \qquad (34)$$

cu funcțiile $\mu(\cdot)$ și $W(\cdot)$ continue. Dacă $R_3(x, y, \xi, \eta, \lambda)$ este nucleul rezolvant al nucleului $W(x, y, \xi, \eta)$, soluția problemei (1), (33) este dată prin

$$u(x, y) = \Phi(x, y) + \frac{1}{(k-1)!^2} \iint_{ac}^{xy} [(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1} \mu(\xi, \eta, \lambda) + \\ + \lambda \iint_P R_3(\xi, \eta, t, \tau, \lambda) \mu(t, \tau, \lambda) \, dt \, d\tau \Big] d\xi \, d\eta. \qquad (35)$$

Dacă λ este o valoare proprie a nucleului $W(x, y, \xi, \eta)$, problema relativă la rezolubilitate a problemei considerate se soluționează prin alternativa lui Fredholm raportată la ecuația integrală (34).

Să considerăm acum cazul în care rezolventa $R_3(x, y, \xi, \eta, \lambda)$ nu este cunoscută însă ne-am putut asigura asupra existenței și unicității problemei (1), (33). Să reprezentăm funcția $W(\cdot)$ sub forma

$$W(\cdot) \equiv W_1(\cdot) + \mathfrak{K}(\cdot),$$

în așa fel ca să poată fi construită soluția exactă $\varphi = \omega(x, y, \lambda)$ a ecuației

$$\varphi(x, y) = \mu(x, y, \lambda) + \lambda \iint_P W_1(x, y, \xi, \eta) \varphi(\xi, \eta) \, d\xi \, d\eta. \qquad (36)$$

Atunci pentru soluție aproximativă a problemei (1), (33) se ia funcția

$$\bar{u}(x, y)=\Phi(x, y)+\frac{1}{(k-1)!^2}\iint_{ac}^{xy}[(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1}\omega(\xi, \eta, \lambda)\,d\xi\,d\eta. \tag{37}$$

Să evaluăm decalajul între funcțiile $u(x, y)$ și $\bar{u}(x, y)$ pentru toți $(x, y)\in P$. Deoarece

$$v(x, y)-\varphi(x, y)=\lambda\iint_P \mathcal{E}(x, y, \xi, \eta)v(\xi, \eta)\,d\xi\,d\eta+$$

$$+\lambda\iint_P W_1(x, y, \xi, \eta)\cdot[v(\xi, \eta)-\varphi(\xi, \eta)]\,d\xi\,d\eta, \tag{38}$$

rezultă

$$v(x, y)-\varphi(x, y)=\lambda\left[1-\lambda\iint_P W_1(x, y, \xi, \eta)\,d\xi\,d\eta\right]^{-1}\times$$

$$\times\left[\iint_P \mathcal{E}(x, y, \xi, \eta)v(\xi, \eta)\,d\xi\,d\eta\right]\equiv\lambda\iint_P Z(x, y, \xi, \eta, \lambda)v(\xi, \eta)\,d\xi\,d\eta, \tag{39}$$

în care $\left[1-\lambda\iint_P W_1(x, y, \xi, \eta)\,d\xi\,d\eta\right]^{-1}$ este operatorul invers operatorului situat în membrul al doilea din (38). Așadar, dacă funcția $Z(\cdot)$ este astfel încît are loc inegalitatea

$$l=1-\sup_B\iint_P|\lambda Z(x, y, \xi, \eta)|\,d\xi\,d\eta>0, \tag{40}$$

atunci din (39) se obține

$$|v(x, y)-\varphi(x, y)|\leqslant\iint_P|\lambda Z(x, y, \xi, \eta, \lambda)|\,d\xi\,d\eta\cdot\sup|\varphi(x, y)|:l=$$

$$=\delta(x, y, \lambda),\ \{(x, y), \lambda\}\in B=\{P;\ 0\leqslant|\lambda|\leqslant\gamma\}.$$

Prin urmare

$$|D^i u(x, y)-\bar{u}(x, y)|\leqslant\frac{1}{(k-1)!^2}\left|D^i\iint_{ac}^{xy}[(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1}\delta(\xi, \eta, \lambda)\,d\xi\,d\eta\right|,$$

$$(i=0, 1, \ldots, k;\ \{(x, y), \lambda\}\in B). \tag{42}$$

Dacă cel puțin una din funcțiile $r_i(x, y,)\not\equiv 0$, $(x, y)\in P$, atunci problema (1), (2) este echivalentă cu un sistem de ecuații integrale, care poate fi transcris sub forma

$$u(x, y)=\Phi(x, y)+\frac{1}{(k-1)!^2}\iint_{ac}^{xy}[(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1}v(\xi, \eta)\,d\xi\,d\eta, \tag{43}$$

$$v(x,y)-\lambda\iint_{ac}^{xy}M_1(x,y,\xi,\eta)v(\xi,\eta)\,d\xi\,d\eta-\lambda\iint_P M_2(x,y,\xi,\eta)\,v(\xi,\eta)\,d\xi\,d\eta=F(x,y,\lambda). \tag{44}$$

Presupunem să s-a demonstrat existența și unicitatea soluției de $2k$ ori continuu derivabile a problemei (1), (2), corespunzătoare la o valoare dată a parametrului λ. Să considerăm fără a micșora din generalitatea problemei că în (43) și (44) avem $0=a\leqslant x\leqslant b=1$, $0=c\leqslant y\leqslant d=1$. Subdivizînd segmentele $0\leqslant x\leqslant 1$; $0\leqslant y\leqslant 1$ respectiv în n și p părți egale, vom aplica în cele ce urmează pentru calculul cu aproximație a soluției problemei propuse metoda elaborată de noi în [4]:

$$v(x, y)\approx C_{np}(x, y)=\sum_{r=0}^{p}\sum_{\nu=0}^{n} T_{n\nu}(x)T_{pr}(y)\,v(\nu:n;\ r:p), \tag{45}$$

în care

$$T_{sl}(\tau)\equiv\binom{s}{l}(1-\tau)^{s-l}\tau^{l};$$

$v(\nu:n;\ r:p)$ este valoarea funcției $v(x, y)$ în nodurile de interpolare $(\nu:n;\ r:p)$.

Să determinăm coeficienții necunoscuți $v(\nu:n;\ r:p)$ prin metoda colocației, adică impunînd condiția de coincidență a valorilor funcțiilor $v(x, y)$ și $C(x, y)$ în nodurile de interpolare:

$$\sum_{r=0}^{p}\sum_{\nu=0}^{n} v(\nu:n,\ r:p)\Bigg[T_{n\nu}(i:n)T_{pr}(j:p)-\lambda\int_{0}^{i:n}\int_{0}^{j:p} M_1(i:n,\ j:p,\ \xi,\ \eta)\times$$

$$\times T_{n\nu}(\xi)T_{pr}(\eta)\,d\xi\,d\eta-\lambda\iint_{P} M_2(i:n,\ j:p,\ \xi,\ \eta)T_{n\nu}(\xi)T_{pr}(\eta)\,d\xi\,d\eta\Bigg]=$$

$$=F(i:n,\ j:p,\ \lambda),\qquad (i=0,\ 1,\ldots,\ n-1;\ j=0,\ 1,\ldots,\ p-1); \tag{46}$$

$$v(0, r:p)=\Phi(0, r:p)\equiv\Delta_{np}(0, r:p);\quad v(i:n, 0)=\Phi(i:n, 0)\equiv\Delta_{np}(i:n, 0) \tag{47}$$

fiind mărimi cunoscute.

Dacă $v(\nu:n, r:p)=\Delta_{np}(\nu, r)$ $(\nu=1, 2, \ldots, n;\ r=1, 2, \ldots, p)$ este soluția sistemului (46), atunci, ținînd seama de (47), se poate transcrie soluția aproximativă $u_{np}(x, y)$ a problemei (1), (2) sub forma

$$u_{np}(x, y)=\Phi(x, y)+\frac{1}{(k-1)!^2}\sum_{r=0}^{p}\sum_{\nu=0}^{n}\Delta_{np}(\nu, r)\iint_{00}^{xy}[(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1}T_{n\nu}(\xi)T_{pr}(\eta)\,d\xi\,d\eta. \tag{48}$$

Totodată are loc și relația de limită

$$\lim_{n,\,p\to\infty} u_{np}(x,\ y)=u(x,\ y),\quad \{\lambda,\ (x,\ y)\}\in B. \tag{49}$$

Dacă

$$l=1-\sup_{B}\iint_{P}|\lambda\,M(x, y, \xi, \eta)|\,d\xi\,d\eta>0, \tag{50}$$

$$B=\{P,\ 0\leqslant|\lambda|\leqslant\gamma\},$$

atunci deviația funcției $u_{np}(x, y)$ față de funcția $u(x, y)$ este evaluată pentru toți $\{(x, y), \lambda\} \in B$ pe baza inegalității

$$|u_{np}(x, y) - u(x, y)| \leqslant (xy)^k \sup_B |\nabla(x, y, \lambda)| : (lk!^2), \tag{51}$$

în care prin $\nabla(x, y, \lambda)$ s-a notat decalajul produs ca urmare a substituirii funcției $C_{np}(x, y)$ în (44).

În mod analog se rezolvă și problemele (13)—(15) pentru clasele de ecuații integro-diferențiale considerate în această lucrare.

Observație. Dacă se ia pentru funcția necunoscută

$$\theta(x, y) = \iint_P \sum_0^m \mathcal{E}_i(x, y, \xi, \eta) D^i u(\xi, \eta) \, d\xi \, d\eta, \tag{52}$$

atunci din (33) se obține

$$u(x, y) = \Phi(x, y) + \iint_{ac}^{xy} \frac{[(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1}}{(k-1)!^2} f(\xi, \eta) \, d\xi \, d\eta +$$

$$+ \lambda \iint_{ac}^{xy} \frac{[(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1}}{(k-1)!^2} \theta(\xi, \eta) \, d\xi \, d\eta \equiv \Phi_0(x, y) +$$

$$+ \lambda \iint_{ac}^{xy} \frac{[(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1}}{(k-1)!^2} \theta(\xi, \eta) \, d\xi \, d\eta. \tag{53}$$

Substituind (53) în (52), se ajunge la o ecuație integrală în care termenul fără integrală nu conține parametrul λ:

$$\theta(x, y) = f_3(x, y) + \lambda \iint_P W_2(x, y, \xi, \eta) \theta(\xi, \eta) \, d\xi \, d\eta. \tag{54}$$

Așadar, dacă ecuația (54) este solubilă, atunci este solubilă în clasa funcțiilor de $2k$ ori continuu derivabile și problema (1), (33), putîndu-se scrie

$$u(x, y) = \Phi_0(x, y) + \lambda \iint_{ac}^{xy} \frac{[(x-\xi)(y-\eta)]^{k-1}}{(k-1)!^2} \mu_2(\xi, \eta, \lambda) \, d\xi \, d\eta, \tag{55}$$

în care prin $\mu_2(x, y, \lambda)$ s-a notat soluția ecuației integrale (54).

Dacă are loc inegalitatea

$$|\lambda| < 1 : \sup_P \iint_P |W_2(x, y, \xi, \eta)| \, d\xi \, d\eta, \tag{56}$$

atunci funcția (55) poate fi construită prin metoda aproximațiilor succesive a lui Picard :

$$u_i(x,\ y)=\Phi_0(x,\ y)+\lambda\iint\limits_{ac}^{xy}\frac{[(x-t)\,(y-\eta)]^{k-1}}{(k-1)\,!^2}\Big[f_3(t,\ \tau)+$$

$$+\lambda\iint\limits_{P}W_2(t,\ \tau,\ \xi,\ \eta)\,\theta_i(\xi,\ \eta)\,d\xi\,d\eta\Big]\,dt\,d\tau,\quad (i=0,\ 1,\ldots), \tag{57}$$

în care

$$\theta_0(x,\ y)=\Phi_0(x,\ y);\quad \theta_i(x,\ y)=\Phi_0(x,\ y)+\lambda\iint\limits_{ac}^{xy}W_2(x,\ y,\ \xi,\ \eta)\,\theta_{i-1}(\xi,\ \eta)\,d\xi\,d\eta,$$

$$(i=1,\ 2,\ldots).$$

Dacă inegalitatea (56), nu este satisfăcută, soluția problemei considerate poate fi obținută aplicînd metoda iterației compuse.

Să dăm evaluarea superioară a soluției problemei (1), (33) pornind de la sistemul rezolvant (53), (54). Fie că are loc inegalitatea (56) și

$$\omega=\sup_{P}|f_3(x,\ y)|\cdot\Big[1-\sup_{B}\iint\limits_{P}|\lambda W_2(x,\ y,\ \xi,\ \eta)|\,d\xi\,d\eta\Big].$$

Atunci

$$|u(x,\ y)|\leqslant|\Phi_0(x,\ y)|+[(x-a)(y-c)]^k\,\omega:k\,!^2,\quad (x,\ y)\in P. \tag{58}$$

Dacă inegalitatea (56) nu are loc, însă se cunoaște faptul că λ nu este o valoare proprie a nucleului $W_2(\cdot)$, atunci soluție aproximativă a problemei (1), (33) poate fi construită pe baza formulelor

$$u_{pr}(x,\ y)=\Phi_0(x,\ y)+\frac{\lambda}{(k-1)\,!^2}\iint\limits_{ac}^{xy}[(x-t)\,(y-\tau)]^{k-1}\Big[f_3(t,\ \tau)+$$

$$+\lambda\sum_{j=1}^{s}\sum_{i=1}^{\nu}A_{ij}W_2(t,\ \tau,\ x_i,\ y_j)\Big]\,dt\,d\tau, \tag{59}$$

în care A_{ij} sînt coeficienți cunoscuți corespunzători cu formula de cubatură *) aleasă pentru ecuația (54) ; $(x_i,\ y_j)\in P$, $\Delta_{ij}(\lambda)\big|_{\substack{i=1,2,\ldots,\nu\\ j=1,2,\ldots,s}}$ este soluția sistemului

$$\Delta(x_\alpha,\ y_\beta)-\lambda\sum_{j=1}^{s}\sum_{i=1}^{\nu}A_{ij}W_2(x_\alpha,\ y_\beta,\ x_i,\ y_j)\,\Delta(x_i,\ y_j)=f(x_\alpha,\ y_\beta), \tag{60}$$

cu condiția ca determinantul $\Delta(\lambda)$ al sistemului (60) este diferit de zero.

*) Autorii menționează interesul deosebit pe care-l prezintă în cadrul metodei de cubatură expusă mai sus aplicarea formulelor de cubatură concrete, elaborate cu deosebit succes în anii din urmă la Institutul de calcul al Academiei R.P.R. filiala Cluj.

Să evaluăm deviația funcției $u_{pr}(x, y)$ față de funcția (60). Avem

$$\rho(x, y) = \iint_P W_2(x, y, \xi, \eta)\,\theta(\xi, \eta)\,d\xi\,d\eta - \sum_{j=1}^{s}\sum_{i=1}^{v} A_{ij} W_2(x, y, x_i, y_j)\,\theta(x_i, y_j) =$$

$$= \iint_P W_2(x, y, \xi, \eta) f_3(\xi, \eta)\,d\xi\,d\eta - \sum_{j=1}^{s}\sum_{i=1}^{v} A_{ij} W_2(x, y, x_i, y_j) f_3(x_i, y_j) +$$

$$+ \left[\iint_P W_2(x, y, \xi, \eta)\,d\xi\,d\eta \iint_P W_2(\xi, \eta, t, \tau)\,\theta(t, \tau)\,dt\,d\tau - \right.$$

$$\left. - \sum_{j=1}^{s}\sum_{i=1}^{v} A_{ij} W_2(x, y, x_i, y_j) \iint_P W_2(x_i, y_j, \xi, \eta)\,\theta(\xi, \eta)\,d\xi\,d\eta \right] \cdot \lambda \equiv$$

$$\equiv \varepsilon(x, y) + \lambda \iint_P \pi(x, y, \xi, \eta)\,\theta(\xi, \eta)\,d\xi\,d\eta, \tag{61}$$

$$\theta(x, y) = f_3(x, y) + \lambda\varepsilon(x, y) + \lambda \sum_{j=1}^{s}\sum_{i=1}^{v} A_{ij} W_2(x, y, x_i, y_j)\,\theta(x_i, y_j) +$$

$$+ \lambda^2 \iint_P \pi(x, y, \xi, \eta)\,\theta(\xi, \eta)\,d\xi\,d\eta. \tag{62}$$

Din (62) se obține

$$\theta(x, y) = \zeta(x, y, \lambda) + \iint_P \Omega(x, y, \xi, \eta, \lambda)\,\theta(\xi, \eta)\,d\xi\,d\eta, \tag{63}$$

în care $\zeta(\cdot)$ și $\Omega(\cdot)$ sînt funcții cunoscute.

Fie că din (63) s-a găsit

$$|\theta(x, y)| \leqslant \delta; \quad (x, y) \in P, \quad 0 \leqslant |\lambda| \leqslant \gamma. \tag{64}$$

Atunci

$$|u_{np}(x, y) - u(x, y)| \leqslant \frac{1}{(k-1)!^2} \iint_Q |(x-t)(y-\tau)|^{k-1}\,|\varepsilon(t, \tau)|\,dt\,d\tau +$$

$$+ \frac{\delta}{(k-1)!^2} \iint_Q |(x-t)(y-\tau)|^{k-1}\,dt\,d\tau \iint_P |\lambda\pi(t, \tau, \xi, \eta)|\,d\xi\,d\eta,$$

$$\{(x, y) \in P; \quad 0 \leqslant |\lambda| \leqslant \gamma\}. \tag{65}$$

În afară de aceasta are loc evaluarea aposteriorică a modulului soluției problemei considerate pentru toți $(x, y) \in P$, $0 \leqslant |\lambda| \leqslant \gamma$;

$$|u(x, y)| \leqslant |\Phi_0(x, y)| + |(x-a)(y-c)|^k\,\delta : k!^2. \tag{66}$$

3. În lucrările imediat următoare se va expune determinarea soluțiilor cu aproximație folosind în acest scop metoda lui Schnirelman, L. V. Kan-

torovici *) ș.a. și se va face un studiu calitativ al unor clase de ecuații integro-diferențiale *neliniare* cu derivate parțiale, care se întîlnesc din ce în ce mai des în schematizarea matematică a variatelor fenomene fizice complicate de interes actual.

BIBLIOGRAFIE

1. D. Mangeron, L. E. Crivošein, Sur l'évaluation des erreurs de détermination des solutions d'une classe d'équations intégrodifférentielles aux dérivées totales. C.r. Acad. Sci., Paris, **253**, 1961, pp. 1190—1192.
2. D. Mangeron, L. E. Krivošein, Approximation par les polynomes de Bernstein des solutions de certains problèmes à la frontière pour les équations intégro-différentielles d'ordre supérieur. C. r. Acad. Sci., Paris **254**, 1962, pp. 3624—3626.
3. D. Mangeron, L. E. Krivošein, Sopra una classe di problemi al contorno per le equazioni integro-differenziali a derivate toali nel senso de Picone. Accademia Naz. dei Lincei. Rend. Cl. sci. fis., mat. e nat., s. 8, vol. **XXXI**, fasc. *1—2*, 1961, pp. 27—32.
4. D. Mangeron, L. E. Krivošein, Il metodo polinomiale nei problemi al contorno per le equazioni integro-differenziali a derivate totali nel senso di Picone. Accademia Naz. dei Lincei, Rend. Cl., Sci. fis., mat. e nat., s. 8, vol. **XXXII**, fasc. *3*, 1962, pp. 306—312.
5. D. Mangeron, Calculul soluțiilor unor noi clase de probleme de contur neliniare prin metoda ecuațiilor integrale. Comunicările Acad. R.P.R., **XIII**, 1963, *6*.
6. D. Mangeron, The integral equations method in nonlinear mechanics. International Union of theoretical and applied Mechanics. Symposium on nonlinear vibrations. Institute of Mathematics. Academy of Sciences of the Ukrainian S.S.R., Kiev, September 1961, 4 p.
7. D. Mangeron, L. E. Krivochéine, Qualitative study of a class of boundary-value problems for integro-differential equations and approximate determination of their solutions. Acta Mathematica Sinicam, **13**, *1*, 1963, 63—67.

НЕКОТОРЫЕ МЕТОДЫ РЕШЕНИЯ ГРАНИЧНЫХ ЗАДАЧ ДЛЯ ОДНОГО НОВОГО КЛАССА ИНТЕГРО-ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ. 1. НЕГОМОГЕННЫЕ ЗАДАЧИ ГУРСА

(РЕЗЮМЕ)

В ряде работ авторов [1]—[3] исследовалась гомогенная задача Гурса для некоторых специальных видов интегро-дифференциальных уравнений, Решение задачи искалось в виде некоторого интеграла, что привело к возможности использования богатого арсенала фактов многомерной теории линейных интегральных уравнений. Это привело к анализу разрешимости и к выяснению структуры решений рассматриваемых задач.

В настоящей статье решается негомогенная задача Гурса (1), относящаяся к новому классу интегро-диференциальных уравнений (2), где

*) Această din urmă, mergînd în paralel cu metoda ecuațiilor integrale, elaborată de primul dintre autori [5]—[7], se referă la probleme *neliniare* relative la sisteme integro-diferențiale.

$\varphi_i(y), \psi_i(x)$, $r_i(x,y)$ $(i=0,1,\ldots,k-1)$; $f(x,y), \mathcal{E}_j(x,y,\xi,\eta)$ $(j=0,1,\ldots,m)$ — известные функции, определенные в прямоугольнике $P=[a,\ b]\times[c,\ d]$; λ— численный параметр, $D^i u \equiv \frac{\partial^{2i} u(x,y)}{\partial x^i\,\partial y^i}$ — полная производная i-го порядка в смысле М. Пиконе; k и m положительные целые числа, причем $k \geqslant m$.

Решение задачи (1) и (2) строится в виде (3), где $\Phi(x,y)$ — известная функция, удовлетворяющая граничным условиям (4) и гомогенному уравнению (5) а $v(x,y)$ — новая искомая функция.

Из множества полученных результатов цитируем здесь следующие теоремы.

Теорема 1. Если 1) λ не есть соственное значение ядра $M(x,y,+\tau)$, то задача (1), (2) имеет всегда решение 2κ раз непрерывно дифференцируемое, представимое в виде (8); 2) λ — соственное значение ядрам $M(x,y,t,\tau,)$ ранга ν. В этом случае решение задачи (1), (2) представимо в виде (3), при предположении, что функции $\varphi_i(y)$ и $\psi_i(x)$ $(i=0,\ 1,\ \ldots\ k-1)$ входяшие в (1) не принадлежат особому многообразию S. В случае если функции $\varphi_i(y)$ и $\psi_i(x)$ $(i=0,\ 1,\ldots k-1)$ входящие в (1) принадлежат особому многообразию, имеем бесконачное множество решений рассматриваемой задачи, определяемое формулой (9).

Теорема 2. Граничная задача (1), (10) имеет для всякого конечного значения параметра λ единственное решение $2k$ раз непрерывно дифференцируемое, представимое в виде (12). Задачи (13), (14), (15), для интегродифференциального уравнения (10) имеют единственное решение $2k$ раз непрерывно дифференцируемое если λ — не собственное значения интегрального уравнения (17).

Статья заканчивается эффективным построением приближенных решений, причем исследуются и соответствующие погрешности.

QUELQUES MÉTHODES DE RÉSOLUTION DES PROBLÈMES À LA FRONTIÈRE POUR UNE NOUVELLE CLASSE D'ÉQUATIONS INTÉGRO-DIFFÉRENTIELLES LINÉAIRES. I. PROBLÈMES NON HOMOGÈNES DE GOURSAT

(RÉSUMÉ)

Dans une série de travaux récents [1]—[3] les auteurs ont étudié le problème homogène de Goursat pour certaines équatoins intégro-différentielles. La solution des problèmes posés a été cherchée sous la forme d'une certaine intégrale ce qui a conduit à la possibilité de l'utilisation de la riche série de résultats de la théorie des équations intégrales polydimensionelles linéaires, et en conséquence a sensiblement facilité l'analyse de la solubilité et l'élucidation de la structure des solutions des problèmes considérés.

Dans ce travail on résout le problème non homogène de Goursat (1) relatif à une nouvelle classe d'équations intégro-différentielles linéaires (2), ou $\varphi_i(y)$, $\psi_i(x)$, $r_i(x,y)$ $(i=0,\ 1,\ \ldots,\ k-1)$, $f(x,y), \mathcal{E}_j(x,y,\xi,\eta)$ $(j=0,\ 1\ldots,m)$

sont de fonctions connues, définies dans un rectangle $P=[a, b]\times[c, d[$, λ est un paramètre numérique, $D^i u \equiv \frac{\partial^{2i} u(x, y)}{\partial x^i \partial y^i}$ est la dérivée totale d'ordre i dans le sens de M. Picone, k et m sont des nombres entiers positifs et l'on suppose $k \geqslant m$.

On construit la solution du problème (1), (2) sous la forme (3), ou $\Phi(x, y)$ est une fonction connue, satisfaisant aux conditions (4) et à l'équation (5), tandis que $v(x, y)$ est la nouvelle fonction inconnue.

On cite ci-dessous, parmi le nombre de résultats acquis, les théorèmes suivants.

Théorème 1. Si 1) λ non est une valeur propre du noyau $M(x, y, t, \tau$ (7), le problème (1), (2) possède toujours une solution $2k$ fois continuement dérivable, représentable sous la forme (8) ; 2) λ este un valeur propre du noyau $M(x, y, t, \tau)$ de rang ν. Dans ce cas la solution du problème (1), (2), peut être mise sous la forme (3) dans l'hypothèse que les fonctions $\varphi_i(y)$ et $\psi_i(x)(i=0, 1, \ldots, k-1)$ qui entrent dans (1) n'appartiennent pas à la variété singulière S. Dans le cas ou les dites fonctions figurant dans (1) appartiennent à la variété singulière S, on a une infinité de solutions du problème considéré, déterminées par la formule (9).

Théorème 2. Le problème à la frontière (1), (10) possède pour chaque valeur fini du paramètre λ une solution unique $2k$ fois continuement dérivable, représentable sous la forme (12). Les problèmes (13), (14), (15) possèdent pour l'équation intégro-différentielle (10) une solution unique $2k$ fois continuement dérivable, représentable sous la forme (19) toutes les fois que λ non est une valeur propre de l'équation intégrale (17).

L'article se conclut par la construction effective d'un nombre de solutions approximatives des problèmes posés et par l'évaluation des erreurs commises.

CITEVA PROPRIETĂȚI ALE UNOR MIȘCĂRI PLANE

DE

GH. SILAȘ, H. KLEPP și T. GLIGOR

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

1. Să alegem ca sisteme de referință axele fixe $O'x_1'x_2'x_3'$ cu versorii $\bar{e}_i'(i=1,2,3)$, $O'x_1'x_2'$ fiind în planul mișcării centrului de greutate și axele mobile $Gx_1x_2x_3$ cu versorii $\bar{e}_i(i=1,2,3)$, G fiind centrul de greutate. Vom alege ca parametri ai mișcării coordonatele centrului de greutate notate cu $x_1', x_2', x_3'=0$ și unghiul determinat de axele $O'x_1'$ și Gx_1, notat cu θ. Vom mai folosi următoarele notații :

M — masa rigidului

$$(J_{ij})=(J_{x_ix_j})=\begin{pmatrix} J_{x_1x_1} & -J_{x_1x_2} & -J_{x_1x_3} \\ -J_{x_2x_1} & J_{x_2x_2} & -J_{x_2x_3} \\ -J_{x_3x_1} & -J_{x_3x_2} & J_{x_3x_3} \end{pmatrix}$$ tensorul momentelor de inerție față de sistemul mobil

ξ_i' $(i=1,2,3)$ coordonatele curente ale unui punct de pe axa centrală a impulsurilor.

$\omega_1=\omega_2=0$, $\omega_3=\dot{\theta}$ viteza unghiulară instantanee

$$\bar{e}_i'\cdot\bar{e}_j=\alpha_{ij};\ (\alpha_{ij})=\begin{pmatrix} \cos\theta & -\sin\theta & 0 \\ \sin\theta & \cos\theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

$\bar{e}_i'\times\bar{e}_j'=(-1)^n\bar{e}_k'$, unde (i,j,k) formează o permutare a numerelor $(1,2,3)$, n fiind numărul inversiunilor permutării.

Cu notațiile adoptate expresiile lui $\bar{H}$ (impulsul), $\bar{K}$ (momentul cinetic) și $I_1(t)=\bar{H}\cdot\bar{K}$ devin

$$\bar{H}=M\dot{x}_i'\bar{e}_i';\quad \bar{K}=\bar{K}_G+\overline{O'G}\times\bar{H};\quad \bar{K}_G=\bar{e}_j J_{jk}\omega_k.$$

Pentru $I_1(t)$ obținem expresia

$$I_1(t)=M\dot{x}_i'J_{jk}\omega_k\alpha_{ij}=M\omega_3[\dot{x}_1'(-\cos\theta J_{13}+\sin\theta J_{23})+\dot{x}_2'(-\sin\theta J_{13}-\cos\theta J_{23})]$$

Presupunînd acest invariant diferit de zero, ecuația la momentul t a axei centrale a impulsurilor se scrie (S fiind pe axa centrală) :

$$\lambda\bar{H}=\bar{K}-\overline{O'S}\times\bar{H};\quad \overline{O'S}=\xi_i'\bar{e}_i'$$

sau

$$\lambda M\dot{x}_m'=J_{jk}\omega_k\alpha_{mj}-(-1)^n(\xi_l'-\dot{x}_l')\,M\dot{x}_s'$$

m, j, k, l, s pot lua valorile 1, 2, 3 ; (m, l, s) formează o permutare a numerelor (1, 2, 3) și n reprezintă numărul inversiunilor permutării. De exemplu pentru $m=1$ permutările sînt (1, 2, 3) cu $n=0$ și (1, 3, 2) cu $n=1$.

Pentru axa centrală se obțin ecuațiile :

$$\dot{x}_2'\xi_1' - \dot{x}_1'\xi_2' - \frac{J_{33}}{M}\dot{\theta} - (x_1'\dot{x}_2' - x_2'\dot{x}_1') = 0 \tag{1}$$

$$\xi_3' = \frac{\dot{\theta}}{M(\dot{x}_1'^2 + \dot{x}_2'^2)}[(-J_{13}\sin\theta - J_{23}\cos\theta)\dot{x}_1' - (-J_{13}\cos\theta + J_{23}\sin\theta)\dot{x}_2].$$

2. Să presupunem acum că avem un corp pentru care axa Gx_3 este principală de inerție. $(J_{13}=J_{23}=0)$. În acest caz $I_1(t)=0$ și torsorul impulsurilor în raport cu O' este format din impulsul $\bar{H}$ conținut în planul mișcării centrului de greutate și momentul cinetic $\bar{K}$ perpendicular pe acest plan.

$$\bar{H} = M\dot{x}_i'\bar{e}_i' ; \quad \bar{K} = [\omega_3 J_{33} + M(x_1'\dot{x}_2' - x_2'\dot{x}_1')]\,\bar{e}_3'.$$

Axa centrală este o dreaptă variabilă în planul mișcării centrului de greutate cu ecuațiile

$$\dot{x}_2'\xi_1' - \dot{x}_1'\xi_2' - \frac{J_{33}}{M}\dot{\theta} - (x_1'\dot{x}_2' - x_2'\dot{x}_1') = 0 ; \quad \xi_3' = 0.$$

Găsim că distanța de la centrul de greutate $G(x_1', x_2')$ la axa centrală este $d = J_{33}\omega_3 / M v_G$ și distanța δ de la centrul instantaneu de rotație la centrul de greutate $\delta = v_G/\omega_3$. Rezultă că avem

$$d \cdot \delta = \frac{J_{33}}{M} \qquad \text{sau} \qquad d \cdot \delta = i^2 \tag{2}$$

(i — raza de inerție corespunzătoare axei Gx_3), adică :

Distanța de la centrul de greutate la axa centrală și la centrul instantaneu de rotație sînt invers proporționale în tot timpul mișcării pentru orice mișcare plană, în care axa Gx_3 este principală de inerție. Produsul celor două distanțe este egal cu pătratul razei de inerție corespunzătoare axei Gx_3.

Dacă notăm cu P intersecția normalei la traiectoria centrului de greutate cu axa centrală și ținem seama de expresiile lui $\bar{H}$ și $\bar{K}_G$, din cele de mai sus rezultă că *centrul instantaneu I și punctul P, colineare cu G pe această normală, sînt situate de o parte și de alta a lui G* astfel că avem :

$$\overline{GI} \cdot \overline{GP} = -i^2.$$

Locul geometric al punctului P, în mișcarea plană a corpului, îl vom numi transformata punctuală a traiectoriei centrului de greutate G.

3. Să considerăm că mișcarea plană a corpului, cu axa Gx_3 principală de inerție este în așa fel încît $d=\text{const}$ în tot timpul mișcării. Această legătură, datorită căreia mișcarea are numai două grade de libertate, se poate exprima astfel

$$d = \text{const} \qquad \text{sau} \qquad \delta = v_G/\dot{\theta} = \text{const} = k.$$

Cum avem $v_G = \frac{ds}{dt}$; $\dot{\theta} = \frac{d\theta}{dt}$, rezultă

$$ds = kd\theta.$$

Dacă se alege convenabil originea lui s ecuația legăturii se scrie

$$s(t) = k\theta(t) \tag{3}$$

unde s este lungimea arcului pe traiectoria lui G. Ecuațiile parametrice ale transformatei punctuale sînt:

$$\eta_1' = x_1 + d \sin\varphi$$

$$\eta_2' = x_2' - d\cos\varphi$$

φ fiind dat de relația $\operatorname{tg}\varphi = \frac{\dot{x}_2'}{\dot{x}_1}$.

Calculînd coeficientul unghiular al tangentei la transformata punctuală se găsește tot $\operatorname{tg}\varphi$. Rezultă că în acest caz, avem următoarea proprietate:

Traiectoria centrului de greutate și transformata sa punctuală sînt două curbe Bertrand plane, unghiul tangentelor lor corespunzătoare fiind zero.

De aici mai rezultă că axa centrală a impulsurilor este tangentă la transformata punctuală, ceea ce înseamnă că *transformata punctuală este înfășurătoarea axelor centrale.*

4. Să presupunem că legea mișcării plane a corpului, cu axa Gx_3 principală de inerție, este în așa fel încît baza să coincidă cu desfășurata traiectoriei centrului de greutate, adică să avem

$$\rho = \delta.$$

Cum avem $\delta = \frac{ds}{d\theta}$ și $\rho = \frac{ds}{d\varphi}$ rezultă

$$d\theta = d\varphi.$$

Alegînd axa Gx_1 în așa fel încît pentru $\theta = 0$ să avem $\varphi = 0$, expresia acestei legături devine:

$$\theta(t) = \varphi(t). \tag{4}$$

De aici rezultă că, în acest caz, *axa Gx_1 din corp rămîne în tot timpul mișcării tangentă la traiectoria centrului de greutate.*

Condiția (4) se mai poate scrie

$$\operatorname{tg}\theta = \frac{\dot{x}_2'}{\dot{x}_1} \tag{4'}$$

sau

$$\operatorname{tg}\theta\, dx_1' - dx_2 + 0 \cdot d\theta = 0$$

Cum

$$\frac{\partial(\operatorname{tg}\theta)}{\partial\theta} \neq \frac{\partial(0)}{\partial x_1}$$

rezultă că (4′) este ecuația unei legături neolonome. Asemenea legături avem, de exemplu, în cazul muchiei ascuțite care se mișcă pe un plan neted sau la patinaj. Elementul de linie în contact nu poate executa deplasări perpendiculare pe direcția lui.

Distanța d de la centrul de greutate la axa centrală va fi:

$$d=\frac{i^2}{\delta}=\frac{i^2}{\rho}=i^2\cdot C$$

direct proporțională cu curbura C a traiectoriei lui G.

Dacă mai impunem mișcării condiția ca d să fie constant, rezultă $\delta=\rho=$constant, adică traiectoria lui G trebuie să fie de curbură constantă (cerc sau dreaptă). Cum dreapta Gx_1 rămîne tangentă la traiectoria lui G rezultă că mișcarea corpului va fi sau o rotație în jurul centrului cercului descris de centrul de greutate sau o translație de-a lungul dreptei descrise de centrul de greutate.

5. Vom considera acum tot un corp cu axa Gx_3 principală de inerție, iar mișcarea să fie astfel ca momentul cinetic față de o axă fixă $O'x_3'$ să rămînă constant în tot decursul mișcării. În acest caz, între parametrii mișcării x_1', x_2', θ trebuie să existe relația diferențială

$$\frac{J_{33}}{M}d\theta+x_1'dx_2'-x_2'dx_1'-Cdt=0 \qquad (5)$$

Cum: $\frac{\partial(x_1')}{\partial x_1'}\neq\frac{\partial(-x_2')}{\partial x_2'}$ rezultă că relația (5) reprezintă o legătură neintegrabilă. Această legătură poate fi scrisă și sub forma

$$\frac{J_{33}}{M}\dot{\theta}+2\Omega=C$$

unde Ω este viteza areolară a centrului de greutate. În acest caz distanța de la originea O' a sistemului de axe la axa centrală a impulsurilor variază după legea

$$d_1=\frac{C}{v_G}. \qquad (5')$$

Pentru mișcările, pentru care constanta este zero, momentul cinetic față de axa $O'x_3'$ este nul în orice moment. Din (5′) rezultă că axa centrală trece prin originea O' a sistemului de axe. Relația (5) se scrie

$$\frac{J_{33}}{M}\dot{\theta}+2r^2\dot{\varphi}=0$$

unde φ și r sînt coordonatele polare ale centrului de greutate. Aceasta înseamnă că $\dot{\theta}$ și $\dot{\varphi}$ sînt de semne contrarii, deci *rotația figurii în jurul centrului de greutate este de sens contrar rotației razei polare a centrului de greutate în jurul lui O'.*

6. Să presupunem acum o mișcare plană a unui corp oarecare de masă M, în care avem $I_1(t)\neq 0$. Din ecuațiile (1) se vede că axa centrală a impulsurilor este o dreaptă mobilă, paralelă cu planul mișcării centrului de

greutate. Proiecția ei pe acest plan este aceeași cu axa centrală a impulsurilor în cazul mișcării plane a altui corp ce are axa Gx_3 principală de inerție, masa M și momentul de inerție tot J_{33}, avînd aceeași lege a mișcării. Ținînd seama de acest rezultat din (2) rezultă următoarea proprietate valabilă pentru orice mișcare plană:

Distanțele de la axa Gx_3 la axa instantanee și la axa centrală sînt invers proporționale.

Distanța axei centrale la planul mișcării centrului de greutate este

$$|\xi_3| = \left| \frac{\dot{x}_1' \dot{\theta} \cos\theta}{M\dot{x}_1'^2 (1+\operatorname{tg}^2\varphi)} [(-J_{13}\operatorname{tg}\theta - J_{23}) - (-J_{13} + J_{23}\operatorname{tg}\theta)\operatorname{tg}\varphi] \right|$$

sau

$$|\xi_3| = \left| \frac{\dot{\theta}}{M\dot{x}_1'} \cos\theta \cos^2\varphi (1+\operatorname{tg}\theta\operatorname{tg}\varphi)[J_{13}\operatorname{tg}(\varphi-\theta) - J_{23}] \right|.$$

Dacă impunem mișcării condiția (4) adică $\theta = \varphi$ atunci această distanță devine

$$|\xi_3'| = \left| \frac{J_{23}}{M} \frac{\dot{\theta}\cos\theta}{\dot{x}_1} \right| = \left| \frac{J_{23}}{M\delta} \right|.$$

Cum pentru orice mișcare plană avem

$$d \cdot \delta = \frac{J_{33}}{M}$$

rezultă

$$|\xi_3'| = \left| \frac{J_{23}}{J_{33}} \cdot d \right|$$

adică *pentru $\theta = \varphi$ distanțele de la axa centrală la axa Gx_3 și la planul mișcării centrului de greutate variază proporțional.*

Presupunînd satisfăcută în plus și condiția $d = \text{const}$, rezultă $\rho = \text{const} = R$. În acest caz corpul are o mișcare de rotație în jurul unei axe fixe ce trece prin centrul cercului descris de centrul de greutate. Valoarea lui ξ_3' va fi

$$|\xi_3'| = \left| \frac{J_{23}}{MR} \right|$$

Cum se vede în aceste condiții axele centrale rămîn fixe în corp, iar în cazul $J_{23} = 0$ se află în planul mișcării centrului de greutate. În cazul rotației am regăsit astfel rezultatele din [3].

BIBLIOGRAFIE

1. A. Stoenescu și Gh. Silaș, *Curs de mecanică teoretică*. Editura tehnică, 1959.
2. A. Budo, *Theoretische Mechanik*, VEB Berlin, 1956.
3. Gh. Silaș și M. Rădoi, Asupra torsorului impulsurilor și al forțelor de inerție în mișcările fundamentale. Bul. științ. teh. al I.P.Tmș., 1958.
4. N. N. Mihăileanu, *Curs de geometrie diferențială*, 1955, Lit. Inv. Tmș.

НЕКОТОРЫЕ СВОЙСТВА ПЛОСКИХ ДВИЖЕНИЙ

(РЕЗЮМЕ)

Доказывается что в каком либо плоском движении тела существует следующее свойство : расстояния от оси Gx_3 до неподвижной и центральной оси импульса обратно пропорциональны.

Для движений в которых имеется связь $\theta = \varphi$ существует следующее свойство : расстояния от центральной оси импульса до оси Gx_3 и до плоскости движения центра тяжести изменяются пропорционально. Эти свойства определяются при помощи результатов (2) и (4), найденых для теля в плоском движении, которое имеет главную ось инерции Gx_3 (перпендикулярную к плоскости движения центра тяжести).

EINIGE EIGENSCHAFTEN EBENER BEWEGUNGEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird bewiesen, dass bei jedwelcher ebenen Bewegung eines beliebigen Körpers folgender Satz wahr ist : die Abstände der Gx_3-Achse zur Momentanachse und zur Impulszentralachse stehen im umgekehrten Verhältnis.

Für Bewegungen, welche der Bedingung $\theta = \varphi$ genügen, wird folgender Satz bewiesen : die Abstände von der Zentralachse zur Gx_3-Achse und zur Ebene, in welcher sich der Schwerpunkt bewegt, stehen im geraden Verhältnis.

Diese Eigenschaften werden anhand der Ergebnisse (2) und (4) erarbeitet, welche für den Sonderfall, wenn die Gx_3-Achse eine Hauptträgheitsachse des Körpers für den Punkt G (Schwerpunkt) ist, wahr sind.

INFLUENȚA VIBRĂRII ASUPRA PROCESULUI DE CROMARE

DE

GH. FACSKO și FR. GOLUMBIOSCHI

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

Reducerea electrolitică a acidului cromic este o reacție deosebit de complicată. Ea a fost studiată de mulți autori fiind practic singura cale de obținere a acoperirilor de crom utilizabile din punct de vedere tehnic. Cu toate acestea se poate afirma că procesele care au loc la reducerea acidului cromic, nici astăzi nu sînt pe deplin lămurite.

Așa cum rezultă din numeroasele cercetări care au avut ca obiect această problemă, la electroliza unei soluții pure de acid cromic pe suprafața catodului se formează o peliculă, probabil de cromat de Cr^{3+}, care are o puternică acțiune de frînare asupra reacției de reducere a acidului cromic, așa că procesul catodic constă practic din descărcarea exclusivă a hidrogenului. Deja la adăugarea unor mici cantități de ioni străini, de exemplu a ionului SO_4^{2-}, pe lîngă descărcarea hidrogenului se observă reducerea acidului cromic la Cr^{3+} și crom metalic. Se pare că acești ioni au o acțiune de dizolvare a peliculei prin formarea unor combinațiuni complexe solubile, de exemplu a unui sulfato-complex cu raportul $Cr^{3+} : SO_4^{2-}$ de 2 : 1 și care a putut fi identificat în interiorul soluției [1]. Prin acest proces de dizolvare, suprafața catodului este continuu descoperită, cu o viteză mai mare sau mai mică, în funcție de concentrația anionului activ și a condițiilor de electroliză. Astfel reducerea acidului cromic devine posibilă.

Așa cum se știe, curba de polarizare a reducerii acidului cromic în prezența ionilor SO_4^{2-} are o formă complicată și se pot distinge mai multe paliere sau ramuri. În general se disting trei ramuri, dintre care prima abia sesizabilă. Se crede că diversele ramuri se caracterizează nu atît prin procese de electrod distincte, cît prin proprietățile de frînare diferite a peliculei catodice asupra reacției de electrod. În funcție de potențialul catodic se modifică natura peliculei catodice și paralel se modifică și acțiunea ei de frînare [2].

Mai trebuie arătat că există un domeniu destul de strîns de densitate de curent și temperatură, în care se obțin depozite lucioase, utilizabile din punct de vedere tehnic.

De asemenea trebuie arătat că randamentul de curent la depunerea cromului din acid cromic cu adausuri de ioni SO_4^{2-} este deosebit de scăzut și nu depășește în condițiile optime 40%. În domeniul depozitelor lucioase randamentul de curent este însă mult mai mic, de obicei între 12—20%.

Ținînd seama de cele de mai sus, am considerat interesant de urmărit influența vibrării catodului asupra unui proces atît de complicat cum este depunerea cromului din acid cromic.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

În primul rînd s-a urmărit influența vibrării catodului asupra curbei de polarizare. Celula de electroliză (fig. 1) era formată dintr-un pahar Berzelius de 600 cm^3. Catodul era o placă de platină cu o suprafață totală de 3 cm^2 și era vibrat cu o frecvență de 50 Hz și o amplitudine de 1,5 mm, cu ajutorul dispozitivului de vibrare electromagnetic descris în lucrările noastre

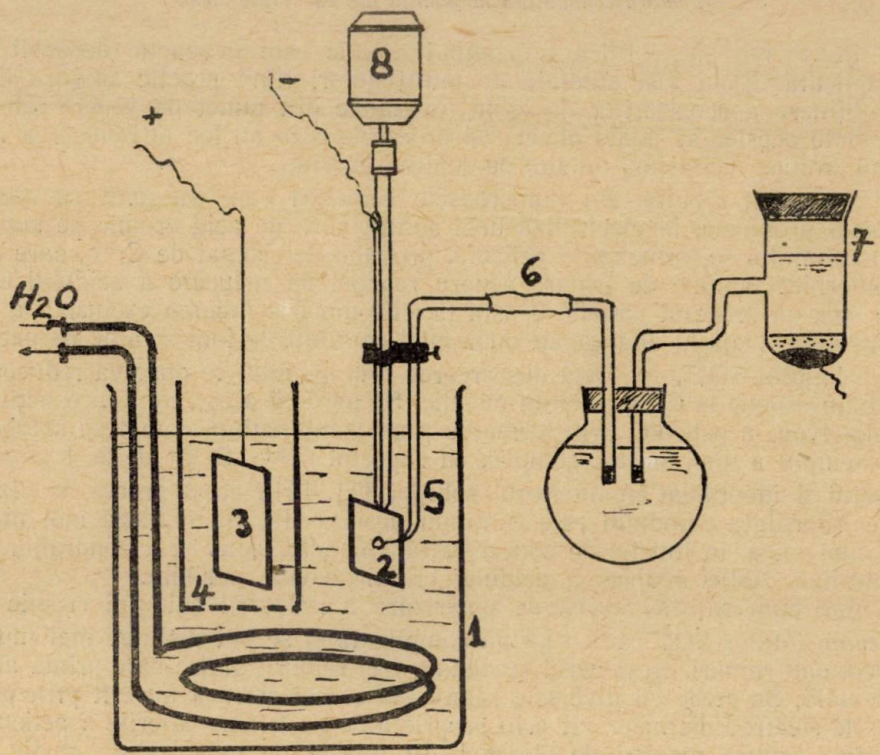


Fig. 1. Dispozitivul experimental utilizat la trasarea curbelor de polarizare:
1 — pahar de 600 cm^3; *2* — catod de platină; *3* — anod din aliaj de plumb cu 6% stibiu; *4* — diafragmă; *5* — capilară Luggin; *6* — tub cauciuc; *7* — electrod de referință; *8* — vibrator.

anterioare [3]. Anodul era dintr-un aliaj de plumb cu 6% stibiu și era așezat într-un tub de sticlă cu fundul de sticlă fritată care forma o diafragmă ce despărțea catolitul de anolit. Electrodul de referință era un electrod de sulfat mercuros, avînd lanțul electrochimic:

$$Hg \mid Hg_2SO_4, K_2SO_4 \text{ sat.} \parallel \ldots$$

și potențialul e=0,6718 V. Electrodul de referință era legat de compartimentul catodic printr-un sifon electrolitic, umplut cu catolit și care se termina cu o capilară Luggin ce vibra solidar cu catodul. Celula de electroliză mai conținea o serpentină de răcire din sticlă alimentată de la un termostat Wobser. Temperatura catolitului se citea cu ajutorul unui termometru cu diviziuni de 0,1 °C. Catolitul conținea 250 g/l CrO_3 și 2,5 g/l H_2SO_4. Anoltiul avea aceeași compoziție.

Celulei de electroliză se aplicau tensiuni crescînde prin intermediul unui montaj potențiometric (fig. 2).

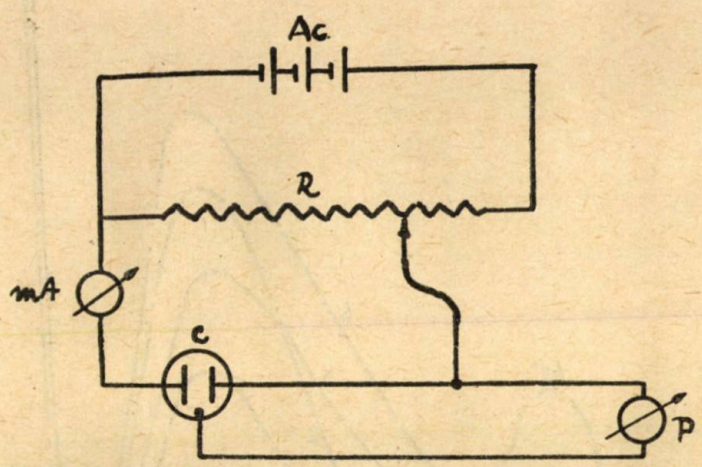


Fig. 2. Montajul potențiometric utilizat la trasarea curbelor de polarizare :

C : celula de electroliză ; Ac : bateria de acumulatori ; R : rezistență ; mA : miliampermetru ; P : potențiometru cu lămpi electronice.

Intensitatea curentului se citea cu ajutorul unui miliampermetru legat în serie cu celula de electroliză, iar potențialul catodului față de electrodul de referință se determina cu ajutorul unui potențiometru cu lămpi electronice (P). Citirile se făceau după 4—5 minute, cînd se stabilea o stare quazistaționară. Oarecari fluctuații ale potențialului catodului se observau în permanență, potențiometrul electronic permitea însă citirea unei valori medii cu o destul de bună precizie.

Rezultatele obținute sînt trecute în figura 3.

După cum se vede din figură, sub influența vibrării prima palieră a curbei de polarizare dispare complet și curentul crește brusc începînd cu potențialul de aproximativ +100 mV (față de electrodul normal de hidrogen). De asemenea se vede din figură că sub influența vibrării intensitatea curentului pentru o anumită valoare a potențialului crește în general. Această influență este mult mai mare însă la a doua ramură a curbei de polarizare decît la a treia ramură. Din această influență diferită a vibrării asupru celor trei ramuri ale curbei de polarizare considerăm că se poate trage concluzia că avem de-a face cu trei procese electrochimice distincte și prin urmare diferit influențate de vibrarea catodului. H. Feigel și C. A. Knorr

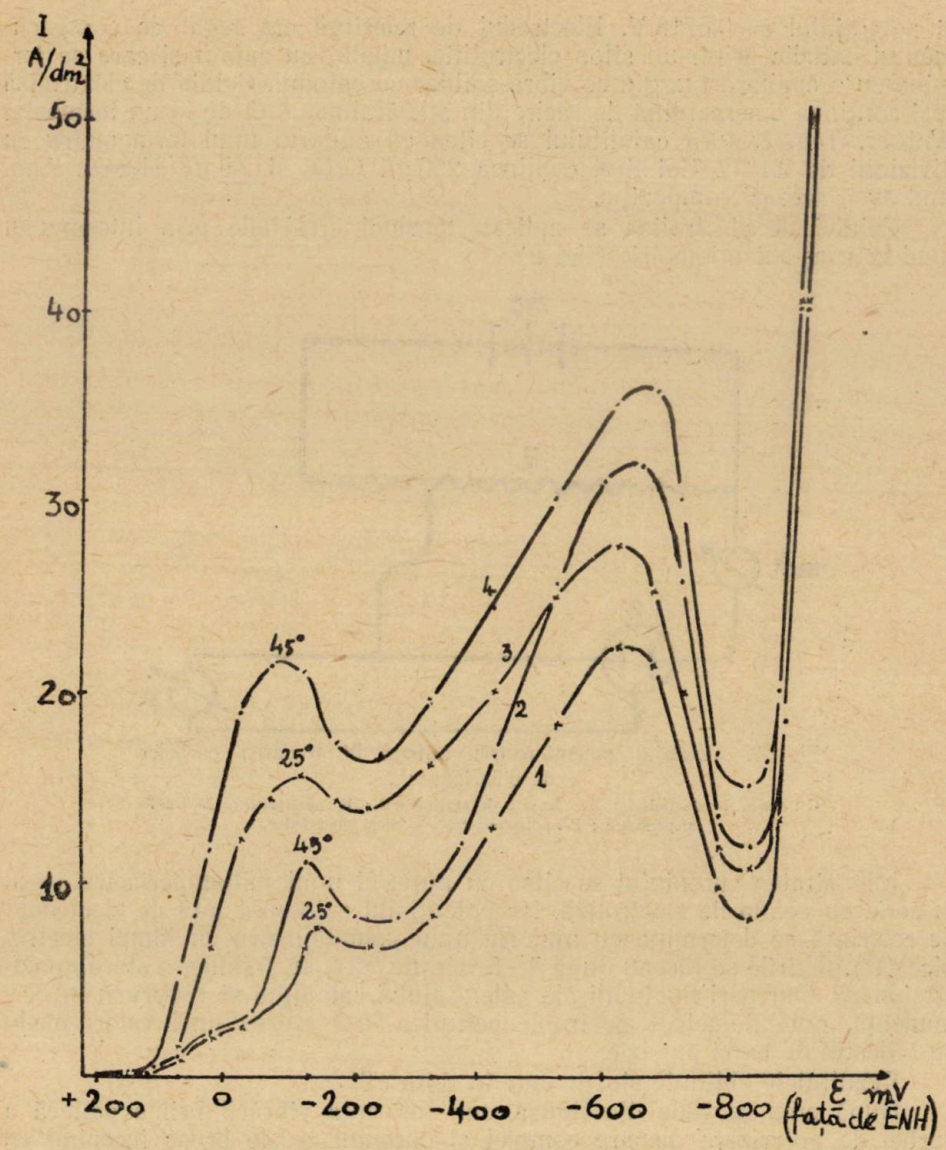


Fig. 3. Influența vibrării catodului asupra curbelor de polarizare la reducerea acidului cromic; **Electrolitul: 250 g/l CrO_3 și 2,5 g/l H_2SO_4. Curbele *1* și *2* se referă la un catod staționar, iar curbele *3* și *4* la un catod vibrat cu o frecvență de 50 Hz și o amplitudine de 1,5 mm.**

[4] au arătat că la concentrații constante de CrO_3 valoarea curentului maxim, corespunzînd ramurei a doua a curbei de polarizare, este direct proporțională cu concentrația ionului SO_4^{2-} în soluție. De aceea ei trag concluzia că acest curent maxim este un curent de difuziune determinat de difuziunea ionilor SO_4^{2-} spre catod. În lucrările noastre anterioare am pu-

tut însă arăta că sub acțiunea vibrării electrodului valoarea unui curent de difuziune crește de 10—20 ori. În cazul soluțiilor de CrO_3 această influență este mult mai slabă, abia dacă se dublează valoarea curentului. Prin aceasta se poate dovedi că nu avem de a face cu un curent de difuziune propriu-zis și că procesele care au loc sînt mult mai complexe. Desigur anionul SO_4^{2-} participă în procesul de electrod, dar nu este singurul care determină viteza reacției de electrod.

În continuare s-a studiat influența vibrării asupra aspectului depozitului și asupra randamentului de curent.

Pentru aceasta s-a depus crom pe un catod de alamă de suprafață totală de $2 \times 2{,}5 = 4{,}5$ cm², vibrat cu o frecvență de 50 Hz și o amplitudine de 1,5 mm, cu ajutorul dispozitivului de vibrare electromagnetic amintit. Cei doi anozi de 4,5 cm² erau confecționați dintr-un aliaj de plumb cu 6% stibiu și erau la o distanță de 4 cm între ei, respectiv la distanța de 2 cm de catod, care vibra între cei doi anozi. Raportul suprafețelor anod : catod era de

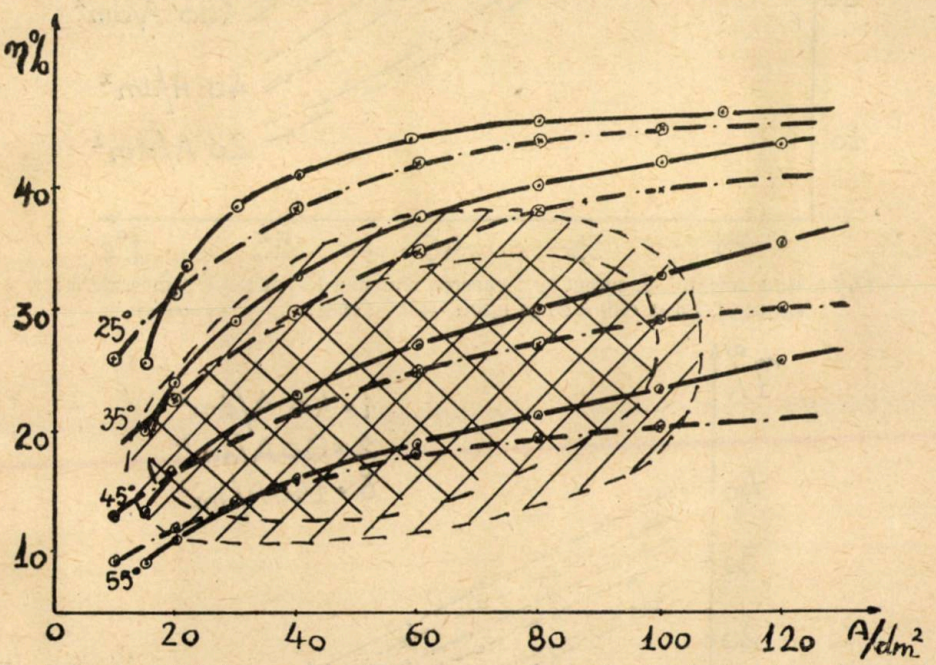


Fig. 4. Randamentul de curent la depunerea cromului în funcție de densitatea de curent.
Electrolitul: 250 g/l CrO_3 și 2,5 g/l H_2SO_4; //////// : domeniul depozitelor lucioase pe un catod vibrat; XXX: domeniul depozitelor lucioase pe un catod staționar; ————: vibrat; — . — . —: staționar.

2 : 1. Celula de electroliză, care de data aceasta nu avea diafragmă, mai conținea o serpentină de încălzire de sticlă, alimentată de la un termostat Wobser.

Influența vibrării asupra randamentului de curent sînt redate în figurile 4, 5 și 6.

În figura 4 s-a evidențiat și domeniul depozitelor lucioase.

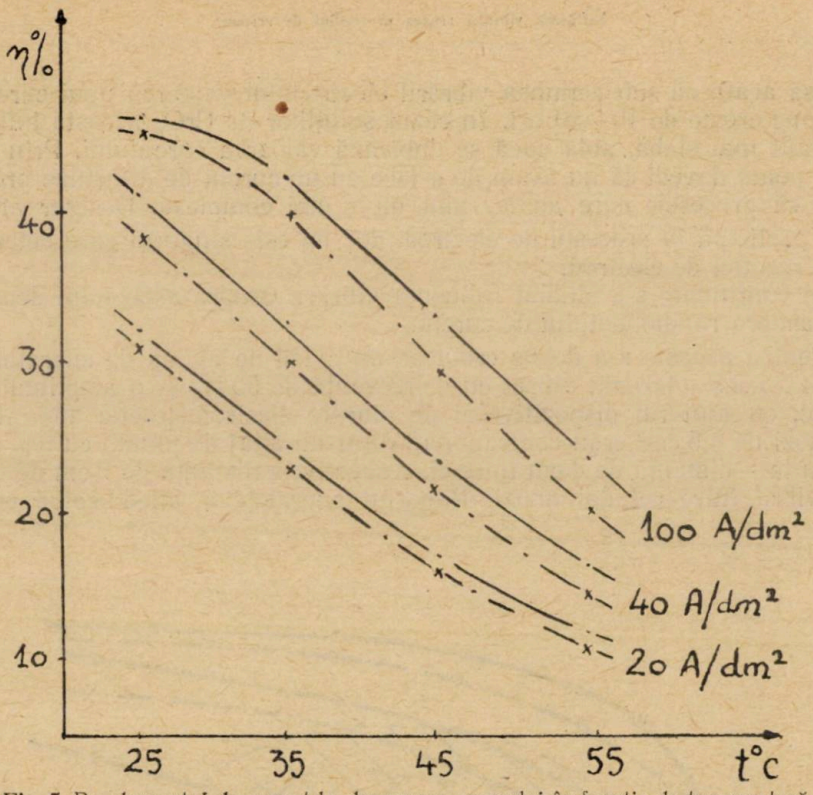


Fig. 5. Randamentul de curent la depunerea cromului în funcție de temperatură ;
Electrolitul: 250 g/l CrO_3 și 2,5 g/l H_2SO_4; ———: vibrat; — . — . —: staționar.

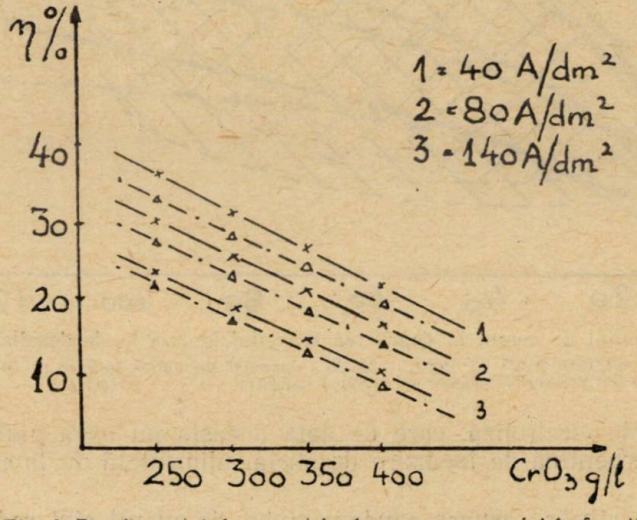


Fig. 6. Randamentul de curent la depunerea cromului în funcție de concentrația acidului cromic. Temperatura 45 °C :
———: vibrat; — . — . —: staționar.

După cum se vede, vibrarea catodului lărgește domeniul depozitelor lucioase și mărește în toate cazurile randamentul de curent. Fără să aibă o influență spectaculoasă ca și în cazul depunerilor controlate de difuziune, vibrarea catodului are o influență favorabilă și asupra procesului de depunere a cromului din soluții de acid cromic, care merită să fie luată în considerare.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Frey, C. A. Knorr, Z. für Electrochemie, vol. 60, nr. 9/10, 1093 (1956).
2. H. Gerischer și M. Käppel, Z. für Slektrochemie, vol. 61, nr. 4, 463 (1957).
3. Gh. Facsko, Lucrările celui de-al XV-lea Congres I.U.P.A.C., III, 21, Lisabona, 1957.
4. Gh. Facsko, Studii și Cercetări științifice, anul 11 (1955), nr. 1—4, p. 143—51.
5. H. Feigl și C. A. Knorr, Z. für Elektrochemie, vol. 63, nr. 2, p. 239 (1959).

ВЛИЯНИЕ ВИБРИРОВАНИЯ НА ПРОЦЕСС ХРОМИРОВАНИЯ

(РЕЗЮМЕ)

В работе исследуется влияние вибрирования катода на процесс отложения хрома из растворов хромовой кислоты.

Обнаруживается значительный деполяризирующий эффект на катодный процесс, имеющий благоприятное влияние на выход тока и некоторое расширение области в которой могут быть получены соответствующие покрытия.

INFLUENCE DE LA VIBRATION SUR LE PROCESSUS DE CHROMAGE

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on étudie l'influence de la vibration de la cathode sur le processus de déposition du chrome provenant des solutions d'acide chromique.

On constate un effet sensible de dépolarisation sur le processus cathodique, ce qui se reflète par une influence favorable sur le rendement de contact et par un certain élargissement du domaine où l'on puisse obtenir des dépôts correspondants.

ESTERI DE ACIZI BIBAZICI CU GRUPE ETER-FENOLICE. SINTEZE ȘI OBSERVAȚII ASUPRA EFECTULUI ÎN AMESTEC CU POLIMERI

DE

NANU I. și BOBOESCU VIRGINIA

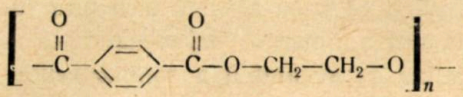
Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

În grupul polimerilor de sinteză, obținuți prin reacții de policondensare sau poliadiție, care se impun prin proprietăți deosebite, se pot observa cîteva serii de macromolecule în a căror constituție se succed alternativ nuclee arilice urmate de lanțuri alifatice. Numim astfel de elemente de construcție „structuri alternate".

Polimerii lineari de acest gen, au drept caracteristică participarea întregului ciclu aromatic în construcția lanțului *). Legăturile nucleelor arilice cu restul alifatic al lanțului se realizează direct sau indirect prin hetero atomi.

Modele pentru acest tip de macromolecule sînt astăzi cu deosebire poliesteri, de tip :

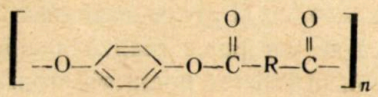
— poli(etilen tereftalat)



(I)

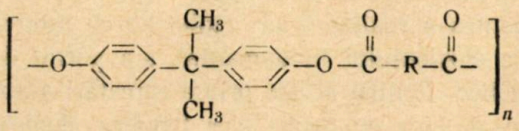
în care legăturile de tip ester participă la creșterea lanțului macromolecular,

— poli(arilați), [1], esteri ai difenolilor cu acizi bibazici



(II)

sau

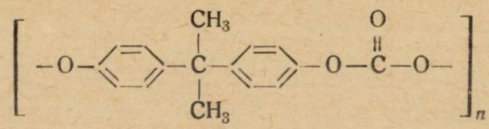


(III)

---

* M. M. Koton numește astfel de compuși macromoleculari „polimeri cu cicluri în catenă". Usp. Him 31, 2 (1962).

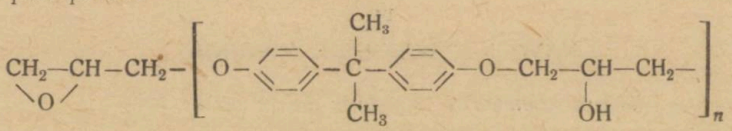
sau încă de tip policarbonat



(IV)

unde de asemenea legături ester-fenolice participă la desfășurarea lanțului macromolecular,

— poliepoxizi



(V)

polimeri în care alternarea între bis-fenoli și lanțul alifatic se realizează prin legături fenol-eterice, care devin astfel participante în dezvoltarea lanțului macromolecular.

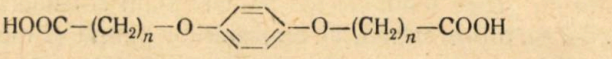
Legătura chimică de tip fenol-eter, în polimeri cu structuri alternate, s-a dovedit deosebit de rezistentă și a fost verificată în seria rășinilor epoxidice în forma materialelor plastice de turnare, în lianți pentru stratificate de sticlă, ca adezivi excepționali pentru metale și ca peliculogene deosebit de rezistente.

Alternarea nucleelor rigide fenolice, cu lanțuri flexibile mai mici sau mai mari, provenind din dioli respectiv din biacizi alifatici, reprezintă un schelet structural deosebit de interesant, care s-a valorificat, cum arată modelele amintite, în forme foarte variate. Fibre sintetice, materiale plastice, adezivi, peliculogene, avînd ca bază această structură fundamentală, ocupă poziții de vîrf în domeniul polimerilor industriali moderni.

Plecînd de la analiza de ansamblu a comportărilor polimerilor liniari cu structură alternată, ne-am propus construirea unor modele de polimeri, cu desfășurarea principală lineară, în care să se folosească la construcția lanțului macromolecular cu structură alternată, atît grupări fenol-eterice, ca cele din rășinile epoxidice, cît și grupe ester însă în genul poliester liniar alifatic. S-a presupus că se vor putea realiza avantaje cumulate aduse de prezența acestor funcțiuni, în vederea nuanțării proprietăților.

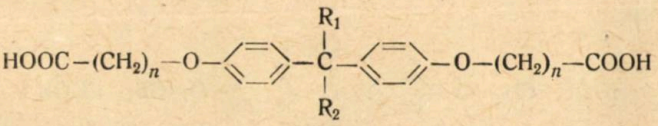
În vederea sporirii numărului de grupe polare pe unitatea de element fundamental și pentru a realiza unele molecule cu lungimi apreciabil mari pentru construcția elementului fundamental, s-a pornit de la acizi bibazici cu grupe eter-fenolice. Pentru aceste prime cercetări s-au preferat acizii cu grupe eter-fenolic, diolilor cu grupe eter fenolice, deoarece variația materialelor poate fi mare și în același timp s-a urmărit studiul unor esteri simpli înaintea poliesterilor liniari.

Biacizii cu grupe eter-fenolice sînt ușor de obținut din difenoli (tip hidrochinonă) sau bis-fenoli (tip dian), avînd deci formularea generală :



(VI)

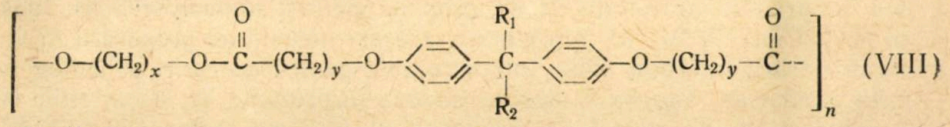
sau



(VII)

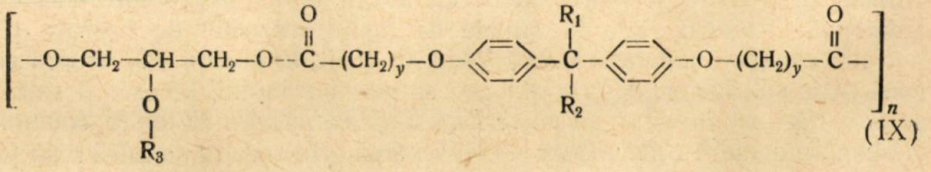
În însăși construcția biacizilor de acest gen se găsesc elementele de alternanță, care urmează a da macromoleculelor caractere de flexibilitate de catenă, cu aspecte particulare.

Prin esterificare cu dioli, lanțul se poate dimensiona convenabil în continuare, obținîndu-se poliesteri cu structuri alternate, avînd ca element fundamental un grup de dimensiuni considerabile (VIII). Folosind polioli cu funcționalitate mai mare decît 2, se creează posibilitatea sintezei unor poliesteri modificați, avînd în construcția elementului fundamental, analogii cu elemente centrale ale polimerilor epoxidici, formulabili general, astfel (IX):



(VIII)

respectiv



(IX)

Caracterul biacizilor poate fi larg nuanțat, atît prin alegerea fenolilor, cît și prin lungimea lanțului legat eteric. În cazul bis-fenolilor, un element constructiv interesant poate fi introdus de mărimea și natura punții de legătură dintre nuclee.

*

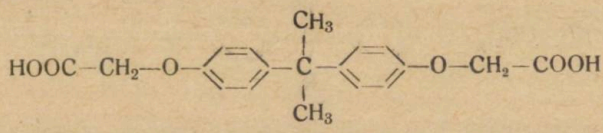
* *

În lucrarea de față se arată în primul rînd aspecte legate de sinteza și purificarea biacidului cu grupe eter-fenolice ales ca model și ca element constructiv fundamental în compuși macromoleculari cu structuri alternate (poliesteri lineari și cu rețele, poliesteri modificați, polianhidride, poliarilați, poliamide).

În al doilea rînd se prezintă observații asupra diesterilor simpli obținuți de la biacidul cu grupe eter-fenolice, model, ținînd seama de faptul că construcția lor chimică îi îndreptățește să fie încercați ca plastifianți.

ACIDUL *pp'*-DIFENILOLPROPAN DIACETIC

Biacidul cu grupe fenol-eterice pe care l-am considerat cel mai potrivit pentru studiul esterilor simpli, ai poliesterilor simpli și modificați precum și a altor polimeri avînd acest tip de structuri alternate, este acidul *pp'*-difenilol propan diacetic



(X)

(În continuare prescurtat Dian-Diacetic sau D.D)

Acest acid este ușor accesibil și oferă posibilitatea unor construcții clare, cu posibilități de a realiza variante de studiu constituțional.

În patente din 1936—1937 [2], acest biacid este citat ca component al poliamidei cu decametilendiamină, o poliamidă care are un punct de topire relativ coborît, fără alte comentarii. Day H. și Bradley M. într-un patent din 1945 [3], descriu prepararea din bisfenol A și acid monoclor acetic, în prezența iodurii de potasiu, cu randament 96,5% și puritatea 96%. Nu se indică proprietăți în referință; se propune pentru anticorosiv. În 1954, Russ B. și Confield W., dă aproximativ aceeași metodă de preparare în vederea preparării esterului alilic, într-un patent pentru acoperiri peliculogene [4]. În același an, Tanaka S. descrie sinteza în prezență de alcool etilic cu 90% randament. Se indică de asemenea punctul de topire 169—170 °C. Tanaka S. prepară și patru esteri, cu alcolii etilic, izopropilic, butilic și 2-etilhexilic, pentru care dă puncte de topire respectiv de fierbere [5]. Un alt cercetător japonez, Naoya Yoda, în 1959, în studiul său asupra sintezei polianhidridelor, descrie din nou sinteza biacidului, pe care îl extrage cu eter. Fără a cita vreun alt autor, fără a indica punctul de topire, comunică analiza elementară concludentă și confirmarea prin spectru de infra roșu [6].

Reproducînd sinteza după Naoya Yoda, am constatat de repetate ori că în condițiile sale se obțin amestecuri, cu caracter uleios-vîscos, ajungînd foarte greu la substanță cristalină (P.T. 120—124 °C).

Aceste constatări experimentale și necesitatea de a cunoaște proprietățile substanței pure, atît din motivul alegerii acestui biacid ca bază de referință, cît și pentru împrejurarea cunoscută că proprietățile poliesterilor liniari filabili depind în mod hotărît de puritatea quasi-absolută a monomerilor, ne-au obligat să reluăm în mai multe variante sinteza. În condițiile experimentale Tanaka s-au găsit rezultate bune, însă s-a preferat purificarea înaintată a esterului dietilic, cristalin, urmată de reobținerea prin saponificare a unui acid pur de control. S-au executat spectrele în infraroșu ale acestor substanțe (fig. 1 și fig. 2). Punctul de topire al acidului pur este cu trei grade mai ridicat decît cel indicat de Tanaka și are un indice de aciditate corespunzător cu cel teoretic.

DIESTERI SIMETRICI AI ACIDULUI *pp'*-DIFENILOLPROPAN DIACETIC

Esterii simetrici și mixti ai acidului *pp'*-difenilolpropan diacetic prezintă interes în legătură cu proprietăți de plastifiere a unor polimeri cu constituție chimică variată, datorită existenței unui ansamblu de condiții principial favorabile.

Aspectele structurale care pot explica poziția particulară a acestor esteri cu grupe eter-fenolice, pot fi rezumate astfel :

— două nuclee arilice, legate cu o punte flexibilă, alternează cu lanțuri provenite din acizi și alcooli alifatici ;

— grupe de legătură cu caracter polar, eterice și esterice, se găsesc distribuite simetric, la distanțe mai mari, cu posibilități de acțiune parțial independente ;

— lungimea totală a moleculelor, creează — teoretic — condiții de eficacitate ca plastifiant ;

— la lungimi moleculare care ating sau depășesc pe aceea a dioctilsebacatului, intervine o acțiune de volum și caracter diferit al grupelor constructive.

— greutățile moleculare ale esterilor superiori se apropie de acelea ale unor oligomeri și plastifianți macromoleculari. Se pot aștepta deci comportări de tipul esterilor plastifianți cu molecule mici, alături de comportări de tipul plastifianților polimeri.

Din punct de vedere pur funcțional, literatura de patente arată propuneri de plastifianți care posedă în moleculă numai grupe eter-fenolice [7] sau și grupe esteri, cînd grupele carboxilice sînt grefate pe nuclee arilice [8]. Analogia diesterilor acidului *pp'*-difenilolpropan diacetic cu acești esteri și eteri sau mai ales cu esterii acidului orto-ftalic — grupă în care se găsesc numeroși plastifianți valoroși — nu poate fi valorificată. Credem că simpla considerare a funcțiunilor existente în moleculă nu este suficientă și că în cazul esterilor acidului *pp'*-difenilolpropan diacetic, caracterele specifice sînt imprimate de ansamblul structural în egală măsură cu elementele funcționale.

Ținînd seama de mecanismul plastifierii polimerilor, la aceste structuri apare posibilă o acțiune de solvatare, cu blocarea centrelor polare active din polimeri, în sensul teoriei lui Doolittle [9]. Credem însă că în judecarea esterilor cu grupe eter fenolice, are un mare rol propunerea lui Thinius [10], după care, posibilitatea formării unei mari suprafețe active de solvatare este în mod esențial răspunzătoare pentru explicarea influenței structurii chimice asupra caracterului de plastifianți. Credem de asemenea că echilibrele de solvatare-desolvatare și de agregare-dezagregare dintre polimer și plastifiant, se vor face în cazul acestor esteri, în momente diferite și în măsură diferită, de-a lungul moleculei, din cauza naturii deosebite a grupelor polare, așa încît vor putea rămîne noduri de rețele slabe care fixează alternativ plastifiantul în polimer.

În literatură se descriu patru esteri ai acidului *pp'*-difenilolpropan diacetic, dintre care doi sînt substanțe solide, ca atare mai greu utilizabile ca plastifianți după tehnica obișnuită. Noi am sintetizat o serie mai completă,

pentru încercări comparative, alegînd esterii lichizi următori: dimetilic, di-*n*-butilic, di sec. butilic, di-*n*-amilic, di 2-etil hexilic și diesterul cu alcoli grași industriali fracțiunea C 9.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Material și metode

Acidul *pp'*-difenilolpropan diacetic

S-a utilizat bisfenol A recristalizat repetat din toluen cu P.T.155—156 °C și acid monoclor acetic redistilat și fracționat.

În balon cu trei gîturi, cu refrigerent, agitator și termometru se introduc 100 g dian (0,45 moli), 100 g acid monoclor acetic (1,05 moli), 100 ml apă distilată și 100 ml alcol etilic. Se aduce la fierbere și se adaugă în picături sub agitare, 220 ml soluție hidroxid de sodiu (45 g la 100 ml apă) (2,47 moli), menținînd încă 3 ore în fierbere la reflux. Se răcește la 20° și se acidulează cu acid sulfuric 10% lăsînd peste noapte în repaus. Precipitatul alb spălat cu apă rece și caldă, după uscare la 60 °C are un indice de aciditate mai scăzut decît cel calculat. După recristalizare din alcol apos are P.T. 170—171 °C și indicele de aciditate crește. Un acid mai pur s-a obținut prin saponificarea dietil-esterului, ajungînd un P.T. 173 °C cu indice de aciditate teoretic (325 mg KOH).

Esterii simetrici ai acidului dian-diacetic

Sinteza esterilor s-a făcut fără căutarea celor mai bune condiții, fiind vorba de reacții simple de esterificare. În cele mai multe cazuri, 100 g biacid (cca. 0,3 moli) s-au menținut 13—15 ore în fierbere cu reflux, cu un exces foarte mare de alcol, în seria pînă la C 4 (12—14 moli), în prezența de acid sulfuric. Începînd de la C 5, s-a lucrat cu un exces mai redus de alcol (4—2,5 moli la 0,3 moli biacid) cu refluxare mai puțin energică, pentru antrenarea parțială a apei din sistem.

Esterii obținuți au fost spălați, neutralizați și decolorați cu cărbune activ. Pentru îndepărtarea urmelor de alcoli, care ar fi putut acționa ca activatori în probele de plastifiere, esterii au fost încălziți în vacuum (sub 10 mm). Încercările de distilare în vacuum înalt, au arătat că esterii au o mare tendință de descompunere, manifestată îndeosebi de la alcolii C 4 în sus. În orice caz, menținerea timp îndelungat a probelor la temperaturile de fierbere, chiar la 2 mm presiune, pentru a recolta o cantitate mai mare de ester destilat, s-a dovedit practic de nereținut, din cauza descompunerii treptate.

Esterii preparați au ca urmare, numai o puritate acceptabilă pentru probe de plastifiere. Proprietățile lor sînt prezentate în tabela I.

Tabela 1

Nr.	ESTERI	n_D^{20}	P. T. °C	P. F. °C	Indice de saponificare mg KOH/g		Aspect	Obs.
					calculat	găsit		
1	D.M.—D.F.P.D.A.	1,5460	—	238—240/4mm	301,61	289,80	ulei	cu descompunere
2	D.E.—D.F.P.D.A.	—	64—65	—	280,50	276,79	cristalin	
3	D.P.—D.F.P.D.A.	—	75—78	—	262,14	251,14	cristalin	
4	D_nB.—D.F.P.D.A.	1,5320	—	276—279/4mm	246,05	248,20	ulei vîscos	
5	D_SB.—D.F.P.D.A.	1,5300	—	210—215/4mm	246,05	249,40	ulei vîscos	
6	D_nA.—D.F.P.D.A.	1,1548	—		231,81	226,00	ulei vîscos	
7	D2EH—D.F.P.D.A.	1,5170	—		197,50	202,20	ulei vîscos	
8	C_9—D.F.P.D.A.	1,5800	—		188,25	177,25	ulei gelatinos	

D.M.—D.F.P.D.A. =dimetil esterul acidului difenilol propan diacetic
D.E.—D.F.P.D.A. =dietil esterul acidului difenilol propan diacetic
D.P.—D.F.P.D.A. =dipropil esterul acidului difenilol propan diacetic
D_n B.—D.F.P.D.A. (n) =di-*n*-butil esterul acidului difenilol propan diacetic
D_S B.—D.F.P.D.A. (s) =di-*s*-butil esterul acidului difenilol propan diacetic
D.A.—D.F.P.D.A. =di-n-amil esterul acidului difenilol propan diacetic
D2EH—D.F.P.D.A. =di-2-etil-hexil esterul acidului di-fenilol propan diacetic
C_9—D.F.P.D.A. =esterul acidului difenilol propan diacetic cu alcooli grași fracțiunea C_9.

Compatibilitatea esterilor cu polimeri

Dintre toate proprietățile care caracterizează un plastifiant, s-a ales pentru acest studiu numai efectul de compatibilitate. El este esențial pentru judecarea caracterului de plastifiant.

Ca măsură a compatibilității cu policlorură de vinil s-a adoptat determinarea temperaturii critice de solvire (indice KLT, în lucrarea noastră TCS) [10]. Trebuie însă să precizăm că aci am înțeles prin compatibilitate chiar actul primar, care începe cu un proces de solvire și care este măsurabil cu oarecare reproductibilitate și nu ne referim la noțiunea tehnologică de compatibilitate, care se referă la sisteme cel puțin ternare și la proporții mari de polimer.

S-au folosit două metode, cea descrisă de Thinius (loc citat) și cu ajutorul microscopului cu masă încălzitoare (tip. Boetius) după tehnica descrisă de Rysavy [11]. S-au obținut, evident, valori deosebite. Determinările s-au făcut cu polimerizat de tip emulsie și de tip suspensie, pentru o mai bună apreciere a capacității de solvire, însă cu aceeași greutate moleculară medie (valoare $K=70$).

Indicii T C S sînt cuprinși în tabela 2.

Tabela 2

Nr.	ESTERI	Greutate moleculară calculată	P. C. V. EMULSIE K=70		P. C. V. SUSPENSIE K=70		Volatilitate %
			* T. C. S. °C	** T. C. S. °C	* T. C. S. °C	** T. C. S. °C	
1	D.B.P.	278	72—74	76—78	96—98	100—105	66,45
2	D.O.P.	390	101—104	84—86	123—130	129—131	7,11
3	D.O.S.	426	131—135	89—92	144—153	153—163	—
4	D.M.—D.F.P.D.A.	372	67—75	68—75	108—120	102—117	4,98
5	D_nB.—D.F.P.D.A.	456	66—69	82—85	139—145	105—143	14,16
6	D_SB.—D.F.P.D.A.	456	70—73	88—92	110—125	100—136	8,20
7	D_nA.—D.F.P.D.A.	484	70—74	90—94	130—135	118—136	5,16
8	D2EH—D.F.P.D.A.	568	79—83	108—112	123—127	120—142	2,10
9	C_9—D.F.P.D.A.	596	98—103	98—112	140—145	135—147	10,36

* Determinările sînt făcute în baie de glicerină.
** Determinările sînt făcute cu microscop BOETIUS.

Pentru o justă apreciere și pentru controlul metodelor, s-a determinat în aceleași condiții indicii TCS la plastifianți esteri de tipul cel mai folosit în practica industrială: dibutil ftalat (DBP), dioctil ftalat (DOP), dioctil sebacat (DOS) — produse curente industriale.

S-au făcut de asemenea probe informative de compatibilitate cu nitroceluloză tip E 510 și E 950 uscate, stabilind că în condițiile indicate de Thinius [loc. cit. 10, pag. 21] capacitatea de solvire a esterilor este mai mare decît a DOP și DOS dar, mai mică decît a DBP.

Volatilitatea

Cu toată lipsa unei metode reproductibile pentru determinarea volatilității, s-au făcut determinări informative lucrînd la 165° două ore, în etuvă cu absorbția gazelor, după Thinius [loc. cit. p. 303]. Rezultatele sînt de asemenea cuprinse în tabela 2.

REZULTATE ȘI DISCUȚII

In seria di esterilor simetrici ai acidului *pp'*-difenilolpropan diacetic se constată o capacitate de solvire pentru polimeri polari, care se aseamănă cu aceea a celor mai cunoscuți plastifianți esteri ftalici.

Regula creșterii TCS cu creșterea greutății moleculare a esterilor se regăsește și în această serie.

La greutățile moleculare mult mai mari decît ale plastifianților obișnuiți, capacitatea de solvire este mult mai bună, ceea ce reprezintă în sine un rezultat excepțional de interesant.

Dimetil esterul, produsul cu greutatea moleculară cea mai mică din serie, arată o TCS de aceeași ordine de mărime cu a dibutil ftalatului — cunoscut ca plastifiant deosebit de activ. Dimetil esterul biacidului nostru are însă, comparativ, o volatilitate mult mai coborîtă decît a DBP, fapt esențial pentru utilizări practice.

Di esterul cu alcoli C 9, produs cu greutate moleculară cca. 600, arată o TCS apropiată de a dioctil ftalatului, în orice caz mai coborîtă decît a dioctil sebacatului.

Din seria de esteri sintetizați, după temperaturile critice de solvire, esterul cu alcol 2-etil-hexilic se apropie cel mai mult de dioctil ftalat, avînd însă o greutate moleculară cu mult mai mare decît acesta și o volatilitate mai coborîtă.

CONCLUZII

In această serie de esteri s-a găsit o grupă de plastifianți pentru compuși macromoleculari, cu mare perspectivă, plecînd de la considerații structurale. Esterii simetrici ai unui biacid cu grupe eter-fenolice, ating greutăți moleculare mari, rămînînd activi ca plastifianți.

Studiul tehnologic al proprietăților generale de plastifianți, va arăta condițiile cele mai convenabile de utilizare atît în amestec cu poli(clorură de vinil), cît și cu alți polimeri polari.

BIBLIOGRAFIE

1. V. V. Korșak, S. V. Vinogradova, Uspehi Himii *30*, 421, (1960)
2. Pat. am. 2. 163.636
3. H. Day, M. Bradley, pat. am. 2.541.003
4. J. B. Russ, W. B. Confield, pat. am. 2.672.478
5. S. Tanaka, Missim chem. ind. Co. Japan 1834 (1954); C. A. 11713 (1955)
6. Naoya Yoda, Makromolekulare Chemie *32*, 3, (1959)
7. Pat. am. 2 232 933 ; 2 170 809 ; 2 079 279 ; 2 541 004 ; Pat. fr. 432 264 ; 16 854
8. Pat. am. 2 154 598 ; 2 198 582 ; 2 198 583
9. A. K. Doolittle, J. Polymer Sci. *2*, 121 (1947)
10. K. Thinius, *Chemie, Physik und Technologie der Weichmacher*, VEB Verlag Technik Berlin p. 41 ș. u. (1960)
11. K. Rysavy, Kunststoffe 12, 686, (1957)

ЭФИР ДВУХОСНОВНЫХ КИСЛОТ С ЭФИР-ФЕНОЛОВЫМИ ГРУППАМИ, СИНТЕЗЫ И ИЗУЧЕНИЯ ЭФФЕКТОВ В СМЕСИ С ПОЛИМЕРАМИ

(РЕЗЮМЕ)

Полимеры, структура которых может считаться чередующейся, характеризуются участием арильных циклов в создании цепи и их чередовании с ациклическими формациями.

Свойства получаемые благодаря чередованию жестких циклов с гибкими цепями, используются во многих промышленных полимерах большого значения (I, IV, V). Связи типа эфир-фенол, представляющие собой одну из возможностей создания чередующихся связей, оказались необычно прочными и были использованы в этой работе для создания модели скелета, в котором комбинируются эфир-феноловые связи с эфир-алифатическими группами. Путем соответствующего выбора агентов реакции можно изменять свойства некоторых полиэфиров с общей формулировкой (VIII) или (IX).

В этой модели создается структурный элемент значительной длины, анологичный центральным элементам эпоксидных полимеров, со значительным числом полярных групп.

В качестве главной двухосновной кислоты, была выбрана рр'дифенилпропандвухуксусная кислота, для которой даются подробности, особенно в связи с замечением, что синтез по Наойа йода [6] приводит к нечистому продукту.

Были синтетизированы эфиры симметричные с одновалентными спиртами различной величины и структуры, для сравнительного определения их поведения как пластификаторов для полимеров, считая что: молекулярный вес близок к молекулярному весу макромолекулярных олигомеров и пластификаторов, а при молекулярных длинах достигающих или превосходящих длину диактилсебаката появляется объемное действие, а также полярные действия разного рода и в большем количестве.

Выражается мнение, что по этой причине равновесия сольватирования — десольватирования между полимером и пластифицирующим диэфиром будут происходить в различные моменты и в различной мере вдоль молекулы, давая этим возможность существования слабых решетчатых узлов, фиксирующих попеременно пластификатор в полимере.

Экспериментальные результаты подтверждают существование пластификаторных свойств в случае большого молекулярного веса.

ESTERS D'ACIDES BIBASIQUES À GROUPES ÉTHER-PHÉNOLIQUES. SYNTHÈSES ET OBSERVATIONS SUR L'EFFET EN MÉLANGE AVEC DES POLYMÈRES

(RÉSUMÉ)

Les polymères qu'on peut désigner à structures alternantes se caractérisent par la participation des cycles aryliques à la construction de la chaîne, alternant avec des formations acycliques.

Les propriétés résultant de l'alternance des cycles rigides avec les chaînes flexibles sont mises en valeur en plusieurs polymères industriels importants (I, IV et V). La liaison de type éther phénol, qui représente l'une des possibilités de réaliser la liaison d'alternance, s'est vérifiée particulièrement résistante et elle est utilisée dans ce travail à la construction

d'un squelette modèle, où l'on combine des liaisons éther-phenoliques à des groupes ester-alyphatiques.

Par le choix convenable des reactants on peut nuancer les propriétés de certains poly-esters ayant des formules générales VIII ou IX.

Dans ce modèle on parvient à un élément structurel de longueur appreciable, présentant des analogies avec les éléments centraux des polymères époxydes, tout en possedant un nombre important de groupes polaires.

On a choisi comme acide bibasique fondamental l'acide-pp'diphénylol propane diacétique, pour lequel on donne des explications précises surtout en ce qui concerne l'observation que la synthèse selon Naoya Yoda [6] aboutirait à un produit impur.

On a synthétisé des esters simétriques avec des alcools monovalents de grandeur et de structure différentes, afin de constater comparativement leur comportement en tant que plastifiants pour les polymères, en considérant que : les poids moléculaires se rapprochent de ceux des olygomères et plastifiants macromoléculaires, pendant que pour des longueurs moléculaires qui approchent ou dépassent celles du dyoctylsébacat intervient une action de volume et des actions polaires de genre différent et plus nombreuses.

On exprime l'opinion que pour ces raisons les équilibres de solvatation-désolvatation entre le polymère et le diester plastifiant se produiront à des moments différents et dans une mesure différente, le long de la molécule, donnant ainsi la possibilité d'exister à des noeuds de réseaux faibles, qui fixent alternativement le plastifiant dans le polymère.

Les résultats expérimentaux confirment la présence des propriétés plastifiantes, à de grands poids moléculaires des esters.

DEHIDROGENAREA ALCOOLULUI BUTILIC SECUNDAR IN PREZENȚA CONTACTELOR MIXTE DE CUPRU

DE

L. I. SAUCIUC

Comunicată la cea de-a IX Sesiune de Comunicări științifice a cadrelor didactice, din 7—14 aprilie 1962

Metiletilcetona are o temperatură relativ joasă de fierbere, 79,6 °C și este un solvent bun. Practic se întrebuințează aproape integral la fabricarea lacurilor pe bază de nitroceluloză, ca solvent pentru rășini vinilice și ca agent de deparafinare al uleiurilor lubrifiante.

Se obține prin dehidrogenarea alcoolului butilic secundar, proces care se realizează trecînd la presiune ambiantă și la temperaturi de 400—550 °C alcoolul sub formă de vapori printr-un reactor încărcat cu oxid de zinc sau alamă drept catalizator, realizîndu-se randamente de 85—90% față de alcoolul butilic sec. întrebuințat [1].

Este bine cunoscut faptul că alcoolii secundari se dehidrogenează la temperaturi ridicate, în prezența cuprului fin divizat, la cetone cu randamente de 75% [2].

Pe scară largă se studiază și reacțiile de dehidrogenare în prezența acceptorilor de hidrogen. Astfel S. Malinowski și T. Kobylinski cercetează reacțiile de schimb ale hidrogenului între alcooli și aldehide în fază de vapori în prezența catalizatorilor solizi în care alcoolul este donor iar aldehida acceptor de hidrogen și, urmărind felul de comportare al unui grup de contacte care excelează drept catalizatori de dehidrogenare al alcoolilor în fază de vapori, anume Cu, Ag, ZnO, CdO, ZnS, CdS, constată că, activitatea maximă față de alcooli primari o are cuprul iar față de alcooli secundari oxizii [3].

Se știe că adeseori activitatea unui catalizator, fiind condiționată de mărimea particolelor sale se iau măsuri corespunzătoare pentru a împiedica aglomerarea, cînd se obțin contacte deosebit de active [4].

In prezenta lucrare se cercetează acțiunea unor catalizatori de cupru asupra procesului de dehidrogenare a alcoolului butilic secundar funcție de compoziția contactului mixt, de temperatură, de viteza de trecere prin zona de reacție, urmărindu-se variația concentrației metiletilcetonei în produsul de reacție.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Catalizatorul s-a obținut prin descompunerea termică a amestecului de oxalați în atmosferă de hidrogen. Catalizatorul mixt de cupru nu se prepară plecînd de la azotați ceea ce îngreunează spălarea și influențează compoziția finală, ci de la acetat de cupru și de calciu, în proporții în prealabil stabilite, care se dizolvă în apă pentru a obține o soluție de 10% acetați (I). Acidul oxalic, luat în mic exces, se dizolvă la 95 °C pentru a obține o soluție de 20% (II). În soluția I se depune acetat bazic de cupru care se separă, se dizolvă la cald în acid acetic și se împreună cu soluția inițială limpede. În soluția I, încălzită la 95 °C, se introduce în vînă subțire și sub agitare intensă soluția II încălzită tot la 95 °C, se continuă agitarea și se lasă peste noapte, cînd se depune amestecul de oxalați. Lichidul suprapus este incolor iar reacția cupru negativă (amoniac).

Amestecul de cristale se separă la Büchner pentru a obține o turtă cît mai compactă care se usucă 3 ore la 120 °C, se granulează, se încarcă tubul reactorului (diametrul 1,7 cm, lungime activă 32 cm), se încălzește în curent de hidrogen purificat și uscat, cu debit de 6 l H_2/h, 2 ore la 180 °C, 8 ore la 315—320 °C, se răcește și se menține în atmosferă de hidrogen pînă la începerea determinărilor propriu-zise.

Catalizatorul astfel obținut este — funcție de compoziție — foarte activ datorită cristalelor de cupru extrem de mici dispersate în masa oxidului care împiedecă difuzarea și compactarea metalului. În tot timpul exploatării, catalizatorul și-a menținut granulația fără să se macine.

În fiecare probă s-au prelucrat cîte 25 cc = 19,85 g alcool butilic secundar care s-a trecut cu viteză constantă sub formă de vapori peste masa catalizatorului menținută la temperatura de lucru. În tabelă sînt redate compoziția catalizatorului, condițiile de lucru și valorile determinate asupra produsului de reacție rezultat.

Catalizator I 30 mol. % oxalat de cupru
70 mol. % oxalat de calciu

În reactor : 36 g amestec oxalați = 5 g Cu

Temperatura °C	Viteza de trecere cc/h	Cantitatea obținută g	Conținut în cetonă % vol.
250	30	17,7	
	45	18,5	10
	60	18,4	38
275	30	17,9	35
	45	18,3	60
	60	17,6	70
300	30	18,6	73
	45	17,3	84
	60	17,4	93

Catalizator IV : 60 mol. % oxalat de cupru
40 mol. % oxalat de calciu

În reactor : 18,5 g amestec oxalați = 5 g Cu

250	45	18,2	78
	60	18,6	75
	75	18,6	73
275	45	18,6	80
	60	18,4	82
	75	18,3	81
300	45	17,8	93
	60	17,6	92
	75	17,6	91

Catalizator I_a: 20 mol. % oxalat de cupru
80 mol. % oxalat de calciu

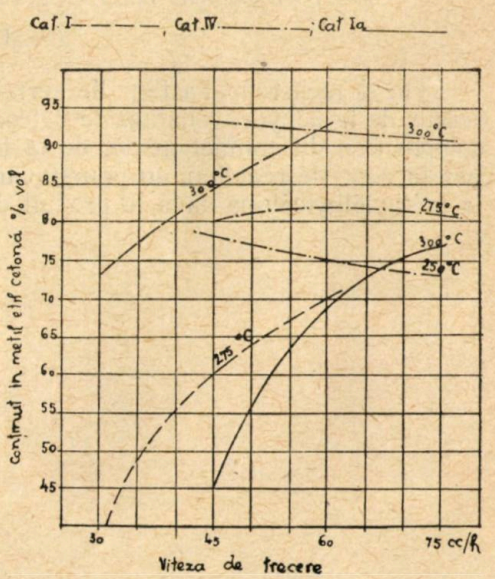
În reactor : 41,2 g amestec oxalați = 3,6 g Cu

300	45	17,7	45
	60	17,9	69
	75	17,5	77

Din datele prezentate se poate observa că produsul de reacție practic obținut reprezintă în medie 92% față de cel teoretic. Pierderile în medie de 8% s-ar fi putut evita dacă pe lîngă răcirea cu gheață care s-a făcut, s-ar fi barbotat hidrogenul de reacție prin alcool butilic sec. răcit puternic, cînd evident și valorile pentru metiletilcetonă ar fi fost simțitor mai mari.

Gradul de dehidrogenare al alcoolului butilic sec. funcție de compoziția catalizatorului, de temperatura de lucru și viteza de trecere prin zona de reacție, se poate urmări în grafic.

Catalizatorul I și IV, în ceea ce privește gradul de dehidrogenare se comportă global diferit. Rezultate practic identice se obțin la 300 °C și viteza de trecere 60 cc/h. Aceasta a determinat să se cerceteze dacă nu cumva se ating rezultate asemănătoare și cu un catalizator cu un conținut de cupru mai mic decît în I. Din grafic cît și din tabel se observă că în cazul catalizatorului I a nu se ating aceste valori.



In concluzie se constată că factorii variabili: compoziția catalizatorului, temperatura de lucru și viteza de trecere prin zona de reacție, influențează hotărîtor gradul de transformare. Rezultate identice se obțin în cazul contactului pe baza 30 mol. % și 60 mol. % oxalat de cupru la 300 °C și viteză de trecere 60 cc/h cînd produsele de reacție conțin 93% metiletilcetonă.

BIBLIOGRAFIA

1. Rev. Chimie, 1960, Nr. 2, p. 128.
2. Houben Weyl, *Die Methoden der org. Chemie*; Georg Thieme-Verlag Stuttgart, 1959, v. 1/2, p. 530.
3. Malinowski S. și Kobylinski T., J. prakt. Chem., 1961, Nr. 14, p. 34.
4. Langenbeck W. și Ruzicka V., Z. anorg. allg. Chem., 1955, 278, p. 113.

ДЕГИДРОГЕНИЗАЦИЯ БУТИЛОВОГО ВТОРИННОГО СПИРТА В ПРИСУСТВИИ СМЕШАННЫХ МЕДНЫХ КОНТАКТОВ

(РЕЗЮМЕ)

Исследуется действие некоторых катализаторов на процесс дегидрогенизации бутилового вторичного спирта в зависимости от состава смешаного контакта, температуры, скорости прохождения через реакционную зону, следя за изменением концентрации метилетилцетона в продукте реакции.

DÉHYDROGÉNATION DE L'ALCOOL BUTYLIQUE SECONDAIRE EN PRÉSENCE DES CONTACTS MIXTES DE CUIVRE

(RÉSUMÉ)

On y recherche l'action de certains cataliseurs de cuivre sur le processus de la déhydrogénation de l'alcool butylique secondaire, fonction de la composition du contact mixte, de la température, de la vitesse de passage par la zone de réaction, en poursuivant la variation de la concentration de la méthyléthylcétone dans le produit de réaction.

CERCETĂRI CALITATIVE ASUPRA STRATULUI LIMITĂ TURBULENT, ÎN CAMERA DE AMESTEC A EJECTORULUI SUBSONIC

DE

Z. ARDELEAN

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

În prezent aproape toate lucrările în care se tratează fenomenele care au loc în camerele de amestec ale ejectoarelor, au la bază teoriile existente în domeniul mișcării turbulente a fluidelor. Într-adevăr, dacă păstrăm clasificarea ejectoarelor propusă de cercetătorii sovietici, numind „ejector de gradul I" acele ejectoare în care se consideră că viteza de apropiere a fluidului antrenat $w_2 \neq 0$, și „ejector de gradul II" acele ejectoare la care $w_2 \approx 0$, vîna de fluid activ poate fi considerată ca o vînă liberă în curent însoțitor, respectiv ca o vînă liberă imersată (înecată). Prin „vînă liberă imersată" se înțelege un curent de fluid care iese dintr-un ajutaj și se propagă într-un spațiu nelimitat de pereți, spațiul fiind plin cu fluid de același fel, aflat în repaus. Dacă mediul în care se propagă vîna fluidă este animat de o mișcare de translație pe direcția și în sensul mișcării vînei active, avem „vînă liberă în curent însoțitor".

Cele mai folosite teorii ale vînei libere, sau ale „turbulenței libere", sînt cele formulate de Prandtl, Taylor și Reichhardt, teorii care au fost completate cu studiile teoretice și experimentale ale lui Tollmien, Abramovici, Jakovlevschi, Förthmann, Schlichting, Görtler, Wehrmann, Wille, Fabian etc., care au stabilit domeniul de aplicabilitate al teoriilor amintite.

În fig. 1 este reprezentată schema unei vîne libere, cu repartiția vitezelor în secțiunile transversale și cu împărțirea convențională a lungimii vînei în cele trei domenii :

— domeniul inițial „A", caracterizat prin faptul că aici se află un nucleu potențial cu viteze constante în secțiune, avînd lungimea $x_i = (4 \sim 5) \cdot D_1$ după Fabian H. [3] sau $x_i = (5{,}6 \sim 6) \cdot D_1$ după datele lui Taiț N. Iu. [4] ;

— domeniul de trecere „B" cu lungimea $(x_{tr} - x_i)$;

— domeniul de bază „C", în care profilul vitezelor adimensionale este universal și în care se desăvîrșește procesul de amestecare.

După cum arată G. N. Abramovici [1], încercările lui Trüppel cu o vînă liberă imersată de aer, căreia i s-au măsurat vitezele în diferite secțiuni transversale ale vînei, au arătat o lărgire și o aplatizare continuă a profilului

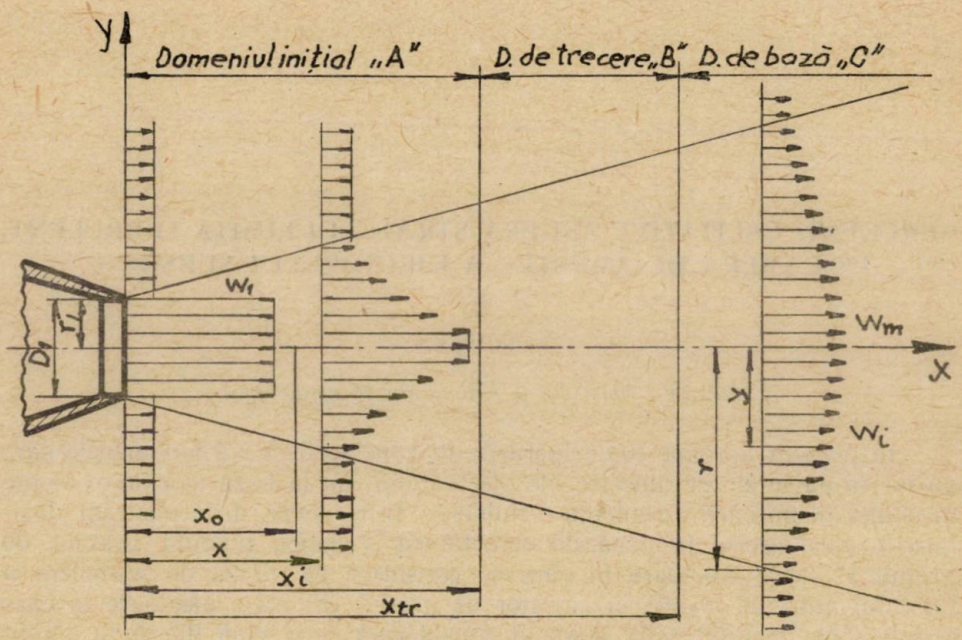


Fig. 1. Schema vînei libere.

vitezelor, pe măsură ce ne îndepărtăm de gura ajutajului (fig. 2). Dacă se reprezintă profilele vitezelor în diverse secțiuni transversale ale vînei nu în coordonatele fizice $w—y$, ci într-un sistem de coordonate adimensionale $\frac{w}{w_m} - \frac{y}{y_{w_m/2}}$, se obține reprezentarea din fig. 3, în care toate profilele de viteze se suprapun, indicînd faptul remarcabil că în punctele omoloage a două secțiuni oarecare ale vînei, vitezele adimensionale sînt aceleași

$$\frac{y_1}{r_1} = \frac{y_2}{r_2} \quad \text{și} \quad \frac{w_1}{w_{1m}} = \frac{w_2}{w_{2m}} \tag{1}$$

S-a notat mai sus:

w, y — viteza curentă, respectiv distanța de la axa vînei la punctul cu viteza „w";

w_m — viteza în axa vînei, în secțiunea considerată;

$y_{w_m/2}$ — distanța de la axa vînei în punctul unde viteza este jumătate din viteza w_m.

Aceeași constatare s-a putut face și în cazul vînelor în curent însoțitor, dacă se reprezintă profilele de viteze într-un sistem de coordonate adimensionale

$$\frac{w - w_{ci}}{w_m - w_{ci}} = f\left(\frac{y}{y_{w_m/2}}\right)$$

unde w_{ci} este viteza curentului însoțitor.

Pe baza afinității profilelor vitezelor adimensionale din secțiunile vînei libere în curent însoțitor, Prandtl, admițînd că viteza de creștere a grosimii stratului limită al vînei depinde de pulsația transversală a vitezei, a stabilit legea de creștere a stratului limită liber în lungul vînei :

$$r_l = \text{const.}\, x \tag{2}$$

unde : r_l este raza curentă a vînei libere imersate ;

x — distanța de la polul vînei la secțiunea în care avem raza r_l

și

$$\frac{r}{r_l} = \pm \frac{w_1 - w_2}{w_1 + w_2} \tag{3}$$

unde : r este raza într-o secțiune oarecare a vînei în curent însoțitor ;

w_1 — viteza în vînă, la marginea stratului limită ;

w_2 — viteza curentului însoțitor, lîngă stratul limită al vînei.

În ecuația (3) se poate efectua o împărțire cu w_1, atît la numărător cît și la numitor, obținîndu-se

$$\frac{r}{r_l} = \frac{1-m}{1+m} \tag{3'}$$

unde $m = w_2/w_1$.

Formula (3') este valabilă numai pentru valori $m < 1$ și ne arată că deschiderea vînei (unghiul ei de divergență $2\alpha_1$) este mai mic decît în cazul unei vîne imersate și unghiul scade pe măsură ce crește viteza curentului însoțitor w_2 (deci pe măsură ce crește „m").

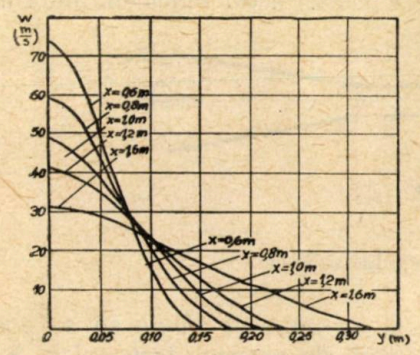


Fig. 2. Profilul vitezelor, în coordonate fizice w—x.

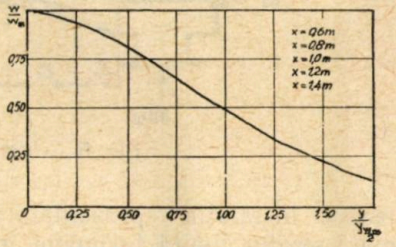


Fig. 3. Profilul vitezelor în coordonate adimensionale, w/w_m—$y/y_{w_{m/2}}$

Încercările lui Jestcov, Glazcov și Gusev au confirmat justețea ecuației (3') pentru valori $m < 0{,}5$. Față de curba teoretică apar abateri pentru valori $m > 0{,}5$, deoarece la valori mari ale raportului $m = w_2/w_1$, dacă $m \to 1$, pulsația transversală a vitezei $\Delta w_y \to 0$, iar la stabilirea formulei (3') s-a presupus că în stratul limită turbulența este generată numai de diferența vitezelor. În realitate însă și în fluidele cu o mișcare lină se observă o turbulență inițială, deci în cazurile cînd $w_2 \approx w_1$, influența raportului „m" asupra stratului limită este minimă.

Din punctul de vedere al ejectoarelor este important să se cunoască comportarea vînei în curent însoțitor limitat de pereți, pentru a putea determina lungimea optimă a camerei de amestec. În urma cercetărilor experimentale efectuate de autor în cadrul laboratorului de Termotehnică al fac. de Mecanică I.P.T. cu un ejector aer-aer, la care există posibilitatea varierii lungimii camerei de amestec, s-au obținut curbele din fig. 4, de unde se poate vedea că există o anumită lungime optimă a camerei de amestec, pentru care, la aceleași condiții de funcționare (suprapresiunea aerului activ $\Delta P_0 = \text{const.}$ și contrapresiunea la refulare constantă) se obține un coeficient de ejecție $u = G_2/G_1$ maxim.

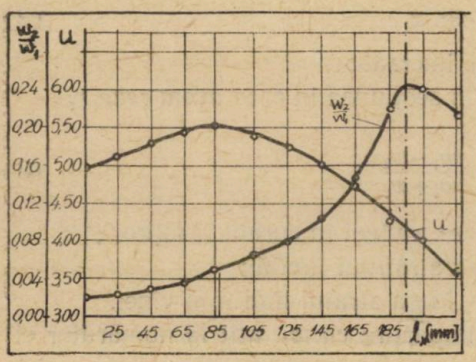


Fig. 4. Variația coeficientului de ejecție „u" în funcție de raportul w_2/w_1.

Se observă că raportul vitezelor medii w_2/w_1, crește pe măsură ce scade lungimea camerei de amestec $(190—l_x)$, în urma scăderii secțiunii libere Ω_2 și a creșterii lui „u", deci a lui G_2 (fig. 5), fiind însă tot timpul $m < 0{,}5$. Rezultă că ne putem aștepta ca pe măsură ce ajutajul se deplasează în camera de amestec tronconică, în spre difuzor, unghiul de divergență $2\alpha_1$ al vînei de fluid activ să scadă. Pentru a urmări acest fenomen, autorul a

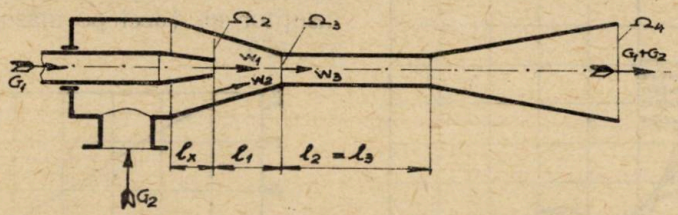


Fig. 5. Schema unui ejector subsonic.

construit instalația reprezentată în fig. 6, cu ajutorul căreia să se poată urmări stratul limită turbulent într-o cameră de amestec tronconică. S-au făcut observații vizuale și fotografii ale stratului limită turbulent.

În figura 6 cifrele au următoarea semnificație:

1. cameră cu pereți înnegriți cu negru de fum;
2. confuzor de sticlă;
3. diafragmă dublă pentru măsurarea debitului de aer activ;
4. micromanometru diferențial pentru a măsura căderea activă din diafragmă;
5. tub de sticlă pentru evacuarea amestecului;
6. fereastră pentru observații vizuale și fotografieri;
7. arc electric.

Dimensiunile ajutajului și ale confuzorului de sticlă sînt redate în fig. 7. S-a pus în evidență vîna turbulentă față de fluidul însoțitor (antrenat) prin colorare cu fum de tutun. Pentru a vedea cît mai bine stratul limită turbulent, s-a iluminat vîna și camera de amestec cu lumina dată de un arc voltaic,

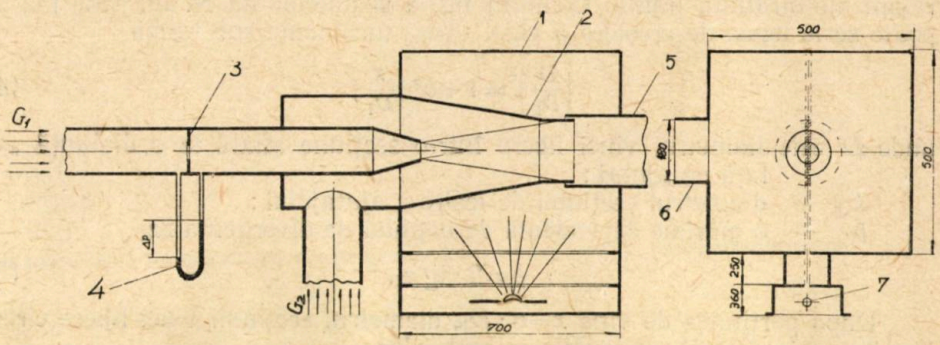


Fig. 6. Instalație experimentală pentru fotografierea amestecului într-o cameră tronconică.

fanta de lumină care trecea printr-un colimator avînd o grosime de aproximativ un milimetru. După cum se vede din cele trei fotografii anexate, luate la diferite poziții ale ajutajului în camera de amestec, vîna turbulentă nu este conică în domeniul inițial, ci pe o anumită distanță este aproape cilindrică și apoi se continuă cu o parte conică. O comparare atentă a unghiurilor de divergență ale vinelor pentru ajutajul plasat la intrarea în confuzor și pentru ajutajul plasat în apropierea secțiunii de ieșire a amestecului, ne arată o micșorare a unghiului pentru ultimul caz. Aceasta este în concordanță cu teoria lui Prandtl și cu încercările efectuate de Jestcov, Glazcov și Gusev, deoarece și $m < 0{,}5$. După cum arată S. E. Butacov [2], unghiul de divergență al vînei libere este funcție de forma ajutajului și de turbulența inițială a curentului și dă valoarea $\alpha_1 = 12°40'$ pentru ajutaje convergente circulare. Pentru același caz, N. Iu. Taiț [4] dă valoarea $\alpha_1 = 12°$.

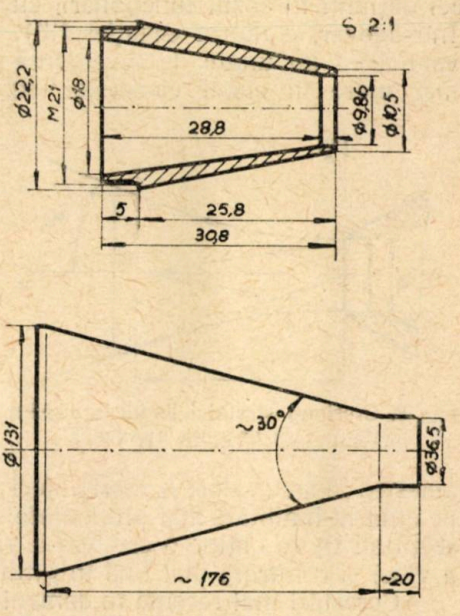


Fig. 7. Ajutajul convergent și confuzorul.

În urma efectuării unor observații vizuale asupra stratului limită liber — turbulent în confuzor, autorul a constatat că pentru porțiunea cilindrică a ajutajului convergent rugoasă, vîna nu mai prezintă un domeniu cilindric, desprinderea stratului limită de

nucleul potențial al vitezelor avînd loc de îndată ce vîna iese din ajutaj. Pentru ajutajele cu o prelucrare îngrijită a suprafeței interioare, la ieșirea din ajutaj vîna este aproape cilindrică, iar întreaga vînă se poate aproxima cu un hiperboloid de rotație, generat de hiperbola conjugată prin rotire în jurul axei $O—x$ și considerînd asimptotele hiperbolei drept limite exterioare ale stratului limită. Conform fig. 8 și datelor lui N. Iu. Taiț [4] se poate scrie legea de creștere a vînei libere turbulente sub forma

$$\left(\frac{D}{D_1}\right)^2 = 1 + b^2 \left(\frac{x}{D_1}\right)^2 \tag{4}$$

unde D este diametrul vînei libere într-o secțiune aflată la o distanță „x" față de ajutaj;

D_1 — diametrul secțiunii de ieșire a ajutajului;

b — o mărime dependentă de unghiul de divergență $2\alpha_1$

$$b = 2 \cdot \operatorname{tg} \alpha_1. \tag{5}$$

După porțiunea de vînă $x = 6 \cdot D_1$, diametrul secțiunii vînei libere circulare se poate calcula cu ecuația asimptotelor

$$D = b \cdot x. \tag{6}$$

Tot din observațiile vizuale asupra amestecului turbulent, efectuate de autor cu ajutorul instalației reprezentate în fig. 6, reiese că pentru plasarea ajutajului la începutul confuzorului apar întoarceri ale vînei în locurile unde vîna atinge pereții confuzorului. Aceste întoarceri, legate de pierderi de energie, ne dau explicația coeficienților de ejecție mai scăzuți (fig. 4) față de cei obținuți în cazul funcționării cu ajutajul mai în interiorul confuzorului. Într-adevăr, conform ecuației (3′), vom avea un unghi de divergență mai mare în cazul camerelor de amestec lungi (valori l_1 mari), deci se favorizează apariția curenților opuși, pe cînd la înaintări mai pronunțate ale ajutajului în confuzor, prin scăderea secțiunii Ω_2 se obține o creștere a vitezei w_2, ceea ce determină o îngustare a vînei și o intrare mai lină în gîtul difuzorului.

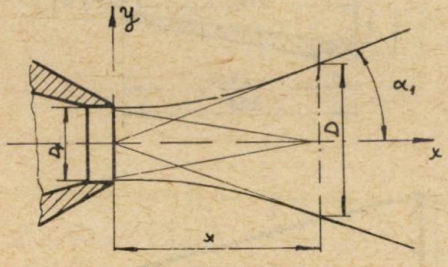


Fig. 8. Grosimea stratului limită la diferite distanțe față de gura ajutajului.

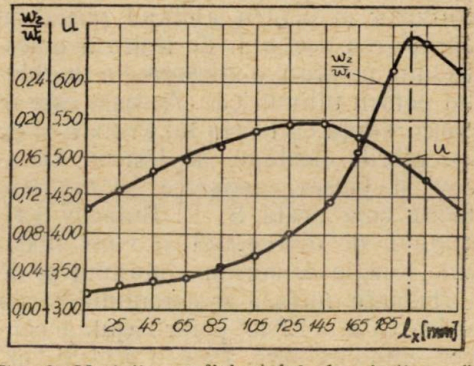


Fig. 9. Variația coeficientului de ejecție „u" în funcție de raportul w_2/w_1, pentru $l_3 = 240$ mm.

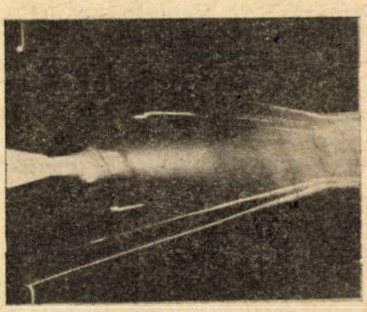
Cercetări mai recente în domeniul vînelor libere întreprinse de O. Wehrmann și R. Wille [5] și H. Fabian [3], au demonstrat teoretic și experimental

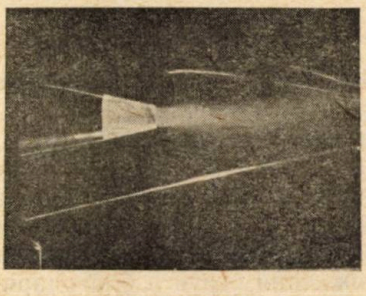
că în domeniul inițial al vînei libere apar vîrtejuri inelare care se dezvoltă și apoi se destramă, după ce au ajuns la o anumită valoare critică. Autorul face o legătură între existența acestor vîrtejuri inelare în domeniul inițial al vînei și coeficientul de ejecție ce se poate realiza într-un ejector, ținînd seama de fenomenul de absorbție care se poate observa în jurul vîrtejurilor. Autorul susține că din punctul de vedere al coeficientului de ejecție realizat într-un ejector, porțiunea din vînă în care se manifestă vîrtejurile inelare (de la locul lor de apariție pînă la locul lor de destrămare) este de o importanță hotărîtoare, cealaltă porțiune din vînă fiind utilă numai pentru uniformizarea repartiției vitezelor amestecului. În urma încercărilor efectuate de autor cu același ejector ca și în cazul cînd s-au obținut curbele din fig. 4, funcționînd în aceleași condiții dar cu un gît mai lung, s-au obținut curbele reprezentate în fig. 9. Se poate vedea din diagramele reprezentate în fig. 4 și fig. 9 că se obține aproximativ același coeficient de ejecție maxim $u_{max} \approx 5{,}50$ pentru două poziții diferite ale ajutajului în confuzor :

$u_{max} \approx 5{,}50$ pentru $l_x = 85$ mm ($l_1 = 108$ mm) și pentru gîtul mai scurt ($l_3 = 2 \cdot D_3 = 80$ mm) ;

$u_{max} \approx 5{,}50$ $l_x = 135$ mm ($l_1 = 55$ mm) pentru ejectorul cu gît lung ($l_3 = 6 \times D_3 = 240$ mm).

Fiindcă în amîndouă cazurile debitul de aer activ G_1 a fost același și debitele aspirate G_2 au rămas aceleași, dar pentru primul caz fiind necesară o lungime a vînei, pînă la intrarea în gîtul difuzorului $l_1 \approx 108$ mm, în al doilea caz fiind suficientă o lungime a vînei $l_1 \approx 55$ mm, rezultă în mod clar că porțiunea cea mai eficace a vînei (din punctul de vedere al capacității de absorbire a curentului însoțitor) este porțiunea inițială. Pentru primul caz, avînd un gît scurt al difuzorului, a fost necesară o lungime mai mare a vînei turbulente pentru a se uniformiza amestecul și pentru a pune difuzorul în condiții optime de lucru ; pentru cazul al doilea, uniformizarea vitezelor în secțiune se face în gîtul mai lung al difuzorului.





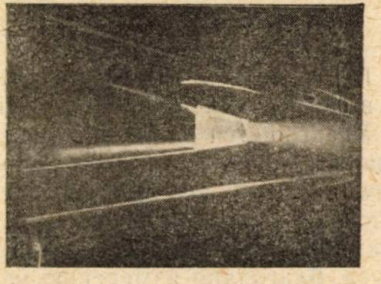


Fig. 10. Fotografiile A, B, C, pentru diverse valori „l_x".

Măsurătorile efectuate asupra unghiului de divergență a vînelor în confuzorul de sticlă ne dau valorile aproximative :

$2\alpha_1 \approx 23°$ pentru ajutajul dispus la începutul confuzorului ;

$2\alpha_1 \approx (18° \sim 19°)$ pentru ajutajul dispus în apropierea gîtului, ceea ce confirmă justețea ecuației (3′) stabilită de Prandtl.

CONCLUZII

1. În studiul ejectoarelor trebuie să se țină seama de cele mai noi rezultate ale încercărilor în domeniul „turbulenței libere", deoarece pentru procesul de amestecare, fenomenele din stratul limită turbulent sînt determinante.

2. Profilul vînei în curent însoțitor limitat de pereți, în domeniul inițial, este același ca și în cazul cînd pereții ar lipsi ; el are o formă tronconică dacă turbulența inițială este mare (rugozitatea mare a ajutajului, de exemplu) și are forma unui hiperboloid de rotație (pentru ajutaje circulare) cînd ajutajul este prelucrat îngrijit, cu suprafețele interioare frumos finisate.

3. Din punctul de vedere al capacității vînei de a absorbi particulele mediului ambiant sau însoțitor, o importanță hotărîtoare o are domeniul inițial, în care se formează vîrtejurile inelare.

BIBLIOGRAFIE

1. Abramovici G. N., *Teoria turbulentnih strui*, FIZMATGIZ, 1960
2. Butacov S. E., *Vozduhoprovodi i ventiliatori*, MASGIZ, 1958
3. Fabian H., *Experimentelle Untersuchungen der Geschwindigkeitsschwankungen in der Mischungszone eines Freistrahles nahe der Düsenmündung*, Disertație doctorat, Berlin, 1959
4. Taiț N. Iu., *Calculul cuptoarelor de încălzire*, Editura tehnică, 1960, (traducere din l. rusă)
5. Wehrmann O. și Wille R., *Beitrag zur Phänomenologie des laminar-turbulenten Übergangs im Freistrahl bei kleinen Reynoldszahlen*, Grenzschichtforschung, Springer, 1958

КАЧЕСТВЕННЫЕ ИСПЫТАНИЯ ГРАНИЧНОГО ТУРБУЛЕНТНОГО СЛОЯ В КАМЕРЕ СМЕШЕНИЯ ПОДКРИТИЧЕСКОГО ЭЖЕКТОРА

(РЕЗЮМЕ)

В работе исследуется развитие турбулентной струи в камере смешения в форме усеченного конуса, подкритического эжектора.

Указывается на то, что угол расхождения турбулентной струи в сопровождающем ее потоке уменьшается с длиной камеры смешения, благодаря тому, что имеет место ускорение сопровождающего или захваченного потока. Таким образов объясняется изменение коэффициента эжекции в зависимости от длины камеры смешения в форме усеченного конуса, благодаря изменению угла расхождения струи и благодаря увеличению или уменьшению возможности появления обратных потоков.

Замечается и то, что начальная область струи, в которой образуются кольцевые завихрения, является той которая имеет максимальную абсорбционную способность.

RECHERCHES QUALITATIVES SUR LA COUCHE LIMITE TURBULENTE DANS LA CHAMBRE DE MÉLANGE DE L'ÉJECTEUR SOUS-CRITIQUE

(RÉSUMÉ)

On examine dans ce travail la développement d'une jet turbulente dans la chambre de mélange tronconique d'un éjecteur sous-critique.

On indique que l'angle de divergence de la veine turbulente diminue en courant conducteur, au fur et à mesure que diminue la longueur de la chambre de mélange, pâr suite de l'accélération du courant conducteur ou entraîné.

On explique ainsi la variation de coefficient d'éjection en fonction de longueur de la chambre de mélange tronconique, par la variation de l'angle de divergence de la veine et par la possibilité accrue ou diminuée de certains courants inverses.

On indique de même que le domaine initial de la veine, où se forment des tourbillons annulaires, est celui qui possède la plus grande capacité d'absorption.

CARACTERISTICI DINAMICE DE ARDERE ÎN STRAT ALE MIXTELOR DE ANINA ÎN AMESTEC CU CĂRBUNE DE PONOR

DE

V. BARBU, H. THEIL, C. UNGUREANU și E. COTOCIU

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

Cărbunele cocsificabil extras la mina Anina și Ponor este supus unor procese tehnologice în vederea separării părților improprii pentru cocsificare. În urma acestui procedeu rezultă așa-numitele „mixte de Anina", combustibil care nu poate fi utilizat decît în scopuri energetice. Avînd în vedere că aceste „mixte" conțin circa 62% balasat, ele nu se pretează pentru a fi arse singure. Încercări concludente în acest sens au fost efectuate de Institutul energetic București, la Gălăuțaș, pe un grătar cu împingere răsturnată, cel mai indicat pentru arderea în strat a unui astfel de combustibil.

În momentul de față „mixtele de Anina" sînt transportate la centrala termică Ovidu II, unde se ard în amestec cu alt cărbune, de calitate mai bună, în stare pulverizată. Față de conținutul mare de steril și costul ridicat al transportului, s-a pus problema dacă nu este posibil a fi arse chiar la locul lor de extracție și preparare, înnobilate prin amestec cu un alt sort de combustibil. Desigur, cel mai indicat pentru acest amestec apare cărbunele local, de la mina Ponor, brut, cu atît mai mult cu cît în ultimul timp a dovedit calități mai slabe de cocsificare, devenind astfel disponibil pentru arderea în scopuri energetice.

În continuare, se pune problema dacă este posibil ca arderea să se realizeze în strat, sau trebuie să se treacă la arderea în cameră, prin pulverizarea amestecului. Obiectul lucrării de față îl constituie tocmai cercetarea primului aspect al problemei (în paralel se fac cercetări în ceea ce privește arderea amestecului în stare pulverizată).

În vederea determinării caracteristicilor dinamice de ardere în strat ale „mixtelor" de Anina, în amestec de proporții diferite cu cărbune de Ponor, s-a folosit instalația experimentală de la catedra de Termotehnică cu ajutorul căreia s-au ridicat astfel de caracteristici și pentru alte sorturi de cărbuni [1].

Instalația constă dintr-un focar de laborator cu grătar fix pe care se reproduc condițiile de aprindere și de ardere de pe grătarul rulant.

Analogia dintre arderea pe grătarul fix experimental și cea de pe grătarul rulant se bazează pe aceeași succesiune a fazelor arderii în timp.

Pentru a se putea compara diferitele experiențe, condițiile de încercare s-au menținut constante.

Cea mai importantă dintre aceste condiții este gradul de preîncălzire a focarului care s-a urmărit prin indicațiile termocuplului plasat în mijlocul focarului ; temperatura indicată s-a menținut între 700 și 800 °C.

În ceea ce privește terminarea arderii, realizarea acelorași condiții implică desfășurarea încercării fie de-a lungul aceluiași interval de timp, fie pînă la obținerea aceluiași conținut final de CO_2 în gazele de ardere, fie pînă la obținerea aceluiași conținut de nearse în zgură. Prima soluție ni s-a părut mai obiectivă și fiind și mai simplă, timpul total de ardere s-a menținut constant.

Pe baza cantității de aer insuflate în focar și a compoziției volumetrice a gazelor arse, relațiile de combustiune [1] permit determinarea coeficientului de excedent de aer λ, a aerului teoretic necesar arderii L_t și a cantității de carbon arse pe secundă c_s.

Caracteristicile mixtelor de Anina și cărbunelui de Ponor sînt redate în tabela 1.

Tabela 1

Felul cărbunelui		Ponor	Mixte
Umiditatea de îmbibație	%	0,7	0,6
Umiditatea higroscopică	%	1,5	1,1
Umiditatea totală	%	2,2	1,7
Cenușă	%	38,25	60,64
Volatile	%	15,26	12,7
Putere calorifică superioară	kcal/kg	4900	2300
Putere calorifică inferioară	kcal/kg	4500	2200
Aerul teoretic necesar arderii (din diagrama Rosin)	Nm^3/kg	5,04	2,72

S-au făcut încercări pentru 5 amestecuri și anume :

1°. — Ponor 100% ; 2°. — 75% Ponor — 25% Mixte ; 3°. — 65% Ponor — 35% Mixte ; 4°. — 50% Ponor — 50% Mixte și 5°. — 25% Ponor — 75% Mixte.

S-a ales granulația optimă pentru grătarul catenar, de 5—10 mm.

Înălțimea stratului s-a menținut constantă la 100 mm.

Rezultatele obținute conduc la curbe de tipul celor reprezentate în fig. 1, valabilă pentru primul amestec (Ponor 100%). S-au trasat în funcție de timpul de ardere : variația compoziției volumetrice a gazelor uscate din focar, temperatura indicată de termoelement t_f, rezistența hidraulică a stratului Δp, aerul teoretic necesar arderii L_t, cantitatea de aer introdusă în focar L_r și linia de ardere a carbonului c_s.

Se observă că în zona lipsei de aer apar componente nearse. Tot aici temperatura rămîne constantă. Vîrful liniei de ardere a carbonului corespunde cu momentul în care aprinderea s-a propagat pînă la grătar. Rezistența stratului rămîne constantă pînă în acest punct și apoi scade continuu.

Curbele corespunzătoare celorlalte amestecuri considerate în lucrarea de față ca și cu ocazia altor lucrări [1] sînt comparabile ca aliură. Cea

mai importantă dintre acestea pentru aprecierea carcteristicilor de ardere este linia de ardere a carbonului, singura pe care o redăm atît prin cantitatea de carbon arsă în unitatea de timp (v. fig. 2), funcție de timp, cît și prin integrala acestei funcțiuni, adică prin cantitatea totală de carbon arsă pînă la un moment dat.

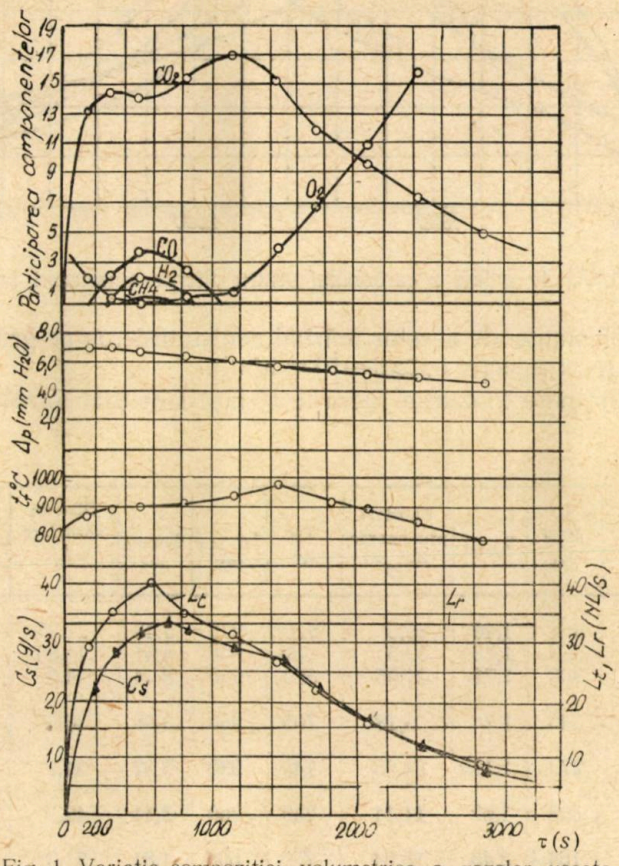


Fig. 1. Variația compoziției volumetrice a gazelor uscate, temperatura indicată de termoelement t_f, rezistența hidraulică a stratului Δp, aerul teoretic necesar arderii L_t, cantitatea de aer introdusă în focar L_r, și linia de ardere a carbonului c_s funcție de timpul de ardere.

Pe baza liniei de ardere a carbonului se pot determina o serie de caracteristici importante cum sînt cantitatea de carbon maximă arsă în unitatea de timp ($c_{s\,max}$), viteza de aprindere a combustibilului (v_a) ca raport dintre înălțimea stratului și timpul pînă cînd aprinderea ajunge la suprafața grătarului ș.a.

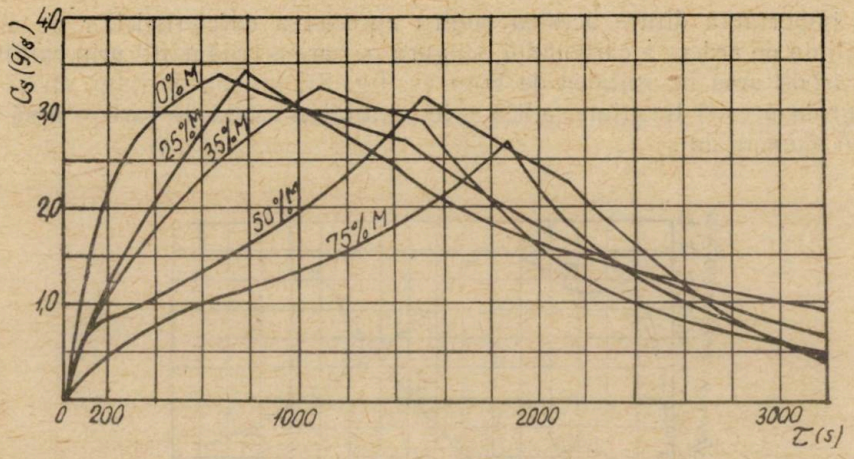


Fig. 2. Linia de ardere a carbonului pentru diferite amestecuri încercate.

Valorile obișnuite ale acestor mărimi pentru arderea pe grătarul catenar sînt $c_{s\,max} \geqslant 6$ gs, respectiv $v_a \geqslant 9—10$ mm/min.

Valorile obținute în cadrul lucrării de față sînt concentrate în tabela 2.

Tabela 2

Nr. crt.	Amestec încercat	R $\frac{M_{cal}}{m^3h}$	λ_{med}	Pierderi prin nearse q_4 sg %	t_{fi} °C	$t_{f\,max}$ °C	$c_{s\,max}$ g/s	Dist. de aprindere d_a %	Viteza de apr. v_a $\frac{mm}{min}$	$L_{r\,med}$ Nl/s
1	100 %P	364	1,46	16,6	820	975	3,43	21,25	8,83	33,4
2	100 %P	379	1,78	12,5	680	940	4,51	41,80	4,48	40,8
3	75 %P 25 %M	300	1,71	21,05	650	920	3,44	24,2	7,75	35,2
4	65 %P 35 %M	346	1,7	5,18	705	950	3,98	36,5	5,13	37,4
5	65 %P 35 %M	279	1,185	25,95	740	930	3,97	24,7	7,6	21,42
6	50 %P 50 %M	308	1,62	11,11	740	960	3,11	48,5	3,87	32,9
7	25 %P 75 %M	164,4	2,43	10,04	750	690	1,81	71,3	1,57	27,4
8	25 %P 75 %M	234,5	1,81	22,2	820	858	2,43	59,4	3,16	28

Din compararea liniilor de ardere a carbonului redate în fig. 2 pentru diferitele amestecuri încercate, se observă că maximul curbei se deplasează spre dreapta și scade ca mărime, ca atare viteza de propagare a aprinderii se reduce, pe măsura creșterii participării mixtelor în amestec; această influență dezavantajoasă a prezenței mixtelor este însă relativ redusă pînă la o participare de ~35% ; la participări mai mari se observă modificări ale liniei de ardere mult mai pronunțate.

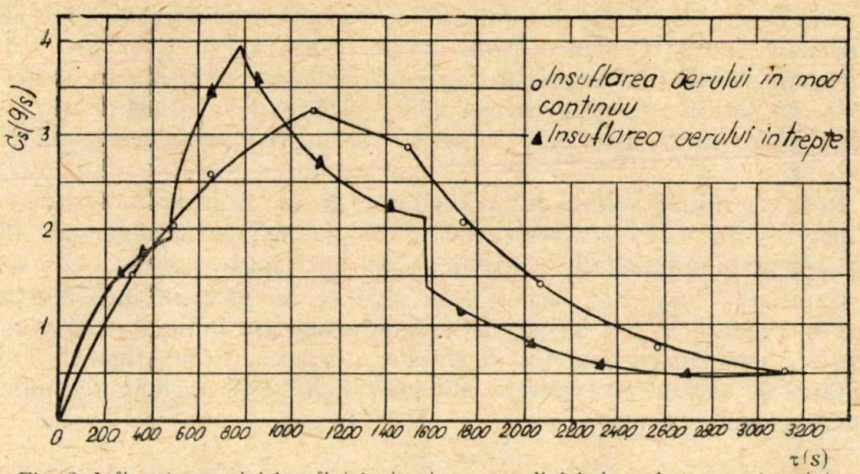


Fig. 3. Influența aerului insuflat în trepte asupra liniei de ardere a carbonului.

Deoarece problema arderii mixtelor în amestec prezintă interes numai în măsura în care se poate ajunge la participări acceptabile în amestec, am considerat drept soluție optimă, din acest punct de vedere, amestecul cu 35% mixte și 65% cărbune de Ponor ; față de valorile reduse ale caracteristicilor principale de ardere obținute în cazul acestui amestec (v. tab. 2) ca de altfel și în cazul amestecurilor mai bogate în cărbune de Ponor, în comparație cu valorile obișnuite în arderea pe grătarul catenar, s-a încercat îmbunătățirea lor prin insuflarea aerului în trepte, urmărind curba aerului minim (stochiometric) necesar arderii ; s-a căutat să se reproducă astfel condițiile arderii pe un grătar catenar cu zone de insuflare a aerului. Din comparația liniei de ardere a carbonului obținut în acest caz cu cea corespunzătoare unui debit de aer insuflat constant (v. fig. 3), rezultă o îmbunătățire a condițiilor de ardere (v. și tab. 2), nu însă în măsura scontată.

O încălzire mai puternică a cuptorului înaintea experimentării influențează de asemenea favorabil, lucru ce se observă mai ales în cazul amestecurilor cu participări mai mari de mixte, datorită valorilor relativ reduse ale căldurilor dezvoltate în timpul arderii. În fig. 4 este redată această

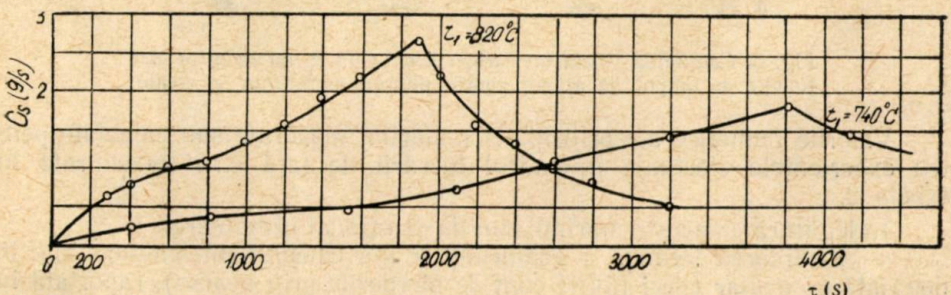


Fig. 4. Influența temperaturii inițiale a focarului asupra liniei de ardere a carbonului.

influență pentru cazul amestecului cu 75% mixte la o temperatură inițială de preîncălzire de 820 °C pentru prima curbă, respectiv 740 °C, pentru a doua. Pentru amestecuri mai bogate în cărbune de Ponor influența încălzirii inițiale a cuptorului este mai redusă astfel încît nici pe această cale nu se poate ajunge la caracteristici dinamice de ardere ale amestecului satisfăcătoare.

În fine o ultimă soluție de îmbunătățire ar consta în preîncălzirea aerului insuflat. Încercări anterioare au arătat că nici pe această cale nu se poate ajunge la îmbunătățiri sensibile, astfel încît am renunțat a o mai aplica.

Cantitatea totală de carbon arsă pînă la un moment dat, funcție de timp, este redată în fig. 5; se observă de asemenea influența defavorabilă a creșterii participării mixtelor în amestec: la același timp final de ardere, cantitatea de carbon arsă este cu atît mai mică cu cît participarea mixtelor în amestec este mai mare.

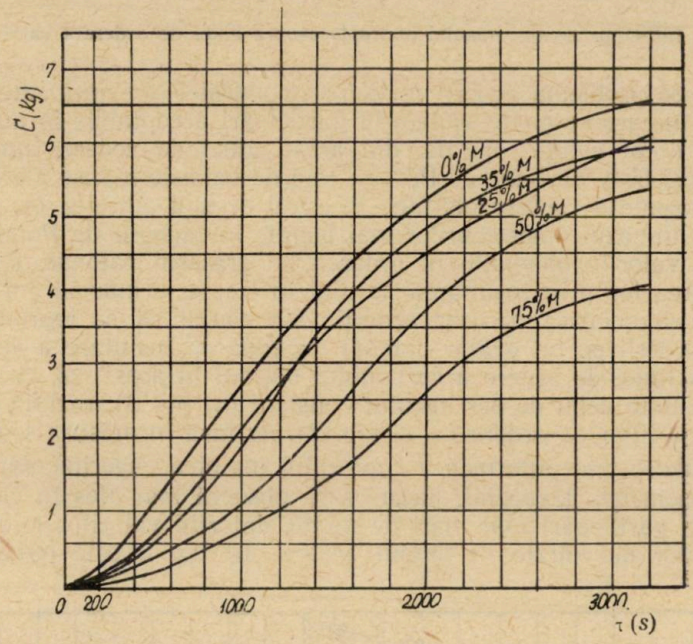


Fig. 5. Cantitatea totală de carbon arsă pînă la un moment dat funcție de timpul de ardere pentru diferite amestecuri încercate.

Valorile numerice ale principalelor mărimi măsurate sau calculate pentru experiențele efectuate în cadrul lucrării de față sînt concentrate în tabela 2.

În legătură cu aceste mărimi, sînt de menționat următoarele:

— Încărcarea termică a grătarului R s-a calculat din căldura efectiv degajată pe grătar (deci ținînd cont de pierderile prin nearse), raportată la suprafața grătarului și la timpul de ardere.

— Coeficientul de excedent de aer mediu λ_{med} s-a obținut ca raport dintre cantitatea totală de aer introdusă în focar și cantitatea de aer minim necesară arderii.

— Cantitatea de aer medie introdusă în focar $L_{r\,med}$ reprezintă cantitatea totală de aer, raportată la timpul de ardere.

— Pierderile prin nearse s-au obținut raportînd căldura care s-ar dezvolta prin arderea completă a zgurii la căldura care se degajă prin arderea completă a cantității de combustibil introdusă în focar.

— Distanța de aprindere d_a s-a determinat ca raport dintre timpul de ardere pînă la atingerea vîrfului curbei c_s și timpul total.

CONCLUZII

Analizînd valorile obținute, se observă în primul rînd că încărcarea termică a grătarului nu depășește valoarea de cca. 380 Mcal/m²h, chiar în cazul arderii cărbunelui de Ponor pur (neamestecat), în timp ce valorile obținute în arderea pe grătarul catenar se ridică obișnuit la cel puțin 700 Mcal/m²h. De asemenea $c_{s\,max}$ nu depășește valoarea de 4,5 g/s, ceea ce este cu totul nesatisfăcător.

Pierderile prin nearse sînt prea mari; reducerea lor impune prelungirea timpului de ardere, ceea ce conduce însă la valori și mai reduse ale încărcării termice a grătarului.

În fine, vitezele de aprindere au și ele valori mult sub cele obișnuite pentru cărbunii utilizați în cazul focarelor cu grătar catenar.

Reamintim că toate încercările au fost efectuate în condițiile unei granulații de 5—10 mm, granulația optimă pentru arderea pe grătarul catenar; este de așteptat astfel ca la alte granulații să se obțină valori și mai dezavantajoase ale caracteristicilor dinamice de ardere.

Concluzia finală ce se desprinde pe baza lucrării de față este că mixtele de Anina în amestec cu cărbune de Ponor și chiar cărbunele de Ponor pur nu se pretează și nu pot fi arse pe grătarul catenar; problema arderii cărbunelui de Ponor este îngreunată și de conținutul ridicat de mărunt.

Nu se întrevede posibilitatea arderii amestecului cercetat nici pe alte tipuri de grătare, decît cel mult pînă la o proporție de 35% mixte — 65% Ponor, cu rezultate relativ slabe.

Rămîne a fi considerată drept singura soluție indicată — arderea în cameră, prin pulverizare.

BIBLIOGRAFIE

1. H. Theil, Contribuții la studiul arderii pe grătar a cărbunelui brun necocsificabil din Valea Jiului. Buletinul științific și tehnic IPT Tom 4 (18) 1959, p. 99—105.
2. G. F. Knorre, *Procese de ardere în focare*, Editura Energetică, 1955 (traducere din l. rusă).
3. H. Wekmeister, Der Verbrennungsverlauf von Steinkohlen. Archiv für Wärmewirtschaft, 1931, p. 225—231.
4. A. P. Groşev, *Analiza tehnică*, Editura Tehnică, 1955 (traducere din l. rusă).

ДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАКТТЕРИСТИКИ ГОРЕНИЯ СЛОЯ СМЕСИ АНИНСКИХ УГЛЕЙ С УГЛЕМ ИЗ ПОНОР

(РЕЗЮМЕ)

В связи с большим количеством золь (прибл. 60%), указывавается на то, что смесь анинского угля не может быть самостоятельно использована для горения в слое. Исследуется возможность их горения в смеси с понорским углем, в различных пропорциях. Для обоих сортов выбирается оптимальная зернистость для цепной колосниковой решетки в 5—10 мм.

Показано, что горение смесей сравнительно мало зависит от состава смеси до присутствия анинских смесей в пропорции не более 35%. На основании малых величины термических загрузок и большого количества мелочи, как в анинских смесях, так и в угле из Понора, делается вывод, что горение в слое не может быть рекомендовано.

LES CARACTÉRISTIQUES DYNAMIQUES DE COMBUSTION SUR GRILLE EN CHAÎNE DES PRODUITS MIXTES D'ANINA EN MÉLANGE DE HOUILLE BRUTE DE PONOR

(RÉSUMÉ)

Vu leur grande teneur en cendre (environ 60%), on y montre que les produits mixtes d'Anina ne peuvent être utilisés seuls pour la combustion en couche. On recherche la possibilité de leur combustion en mélange de houille brute de Ponor, en proportions différentes. On choisit pour les deux sortes, la granulation optimum pour la grille en chaîne de 5 à 10 m.

On montre que la combustion des mélanges considérés est relativement peu influencée par la composition du mélange jusqu'à une participation de 35% au minimum des produits mixtes ; par rapport aux valeurs réduites des chargements thermiques et à leur grande teneur en fines, on conclut que la combustion en couche n'est pas indiquée pour les produits mixtes d'Anina et surtout pour la houille brute de Ponor.

STUDIUL PROCESELOR DE ARDERE LA MOTOARE CU AUTOAPRINDERE DE TRACTOARE CU ALIMENTARE MIXTĂ (MOTORINA ȘI GAZE LICHEFIATE)

DE

V. BERINDEAN, N. CARAMAVRU, M. TRUȘCULESCU, A. FERENCZ

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

INTRODUCERE

Folosirea gazelor lichefiate în motoare cu autoaprindere este dificilă din cauza întîrzierii mari la aprindere (cifra octanică peste 100, cifra cetenică aproximativ egală cu 0).

Literatura tehnică și științifică de specialitate deși cuprinde numeroase lucrări în acest domeniu, totuși lucrări referitoare la folosirea gazelor lichefiate pentru motoare cu camere de turbionare avem puține, mai ales lucrări, care cuprind o cercetare a procesului de ardere.

In cadrul lucrării noastre se studiază procesul de ardere cu alimentare mixtă (motorină și gaze lichefiate) în motorul D 35, după procedeul alimentării motorului cu amestec de aer și gaz și aprinderea cu ajutorul unei cantități mici de combustibil injectate.

1. METODICA ȘI REZULTATELE EXPERIENȚELOR

1.1. Descrierea instalației și a aparaturii folosite

Incercările au fost efectuate la o instalație de încercare fig. 1, compusă din:

1. Motor D-35.
2. Frînă hidraulică, prevăzută cu un dispozitiv oscilator mecanic.
3. Masă de comandă cu aparatura necesară pentru a măsura: temperatura și presiunea uleiului și temperatura de la intrare și de la ieșire din motor.
4. Instalația de alimentare, schema din fig. 2, avînd două părți distincte:

— instalația de alimentare cu gaz, fig. 3, compusă din: un colector de gaz cu 10 prize de gaz (în schemă sînt indicate numai acelea folosite) prevăzute cu reductoare de gaz pentru 1 000 mm coloană de apă; 4 butelii de aragaz pentru alimentare; un preîncălzitor de gaz; un contor volumetric de gaz și amestecătorul de gaz, fig. 4.

— o instalație de alimentare cu motorină: cu două rezervoare.

5. Instalație piezoelectrică R.F.T.

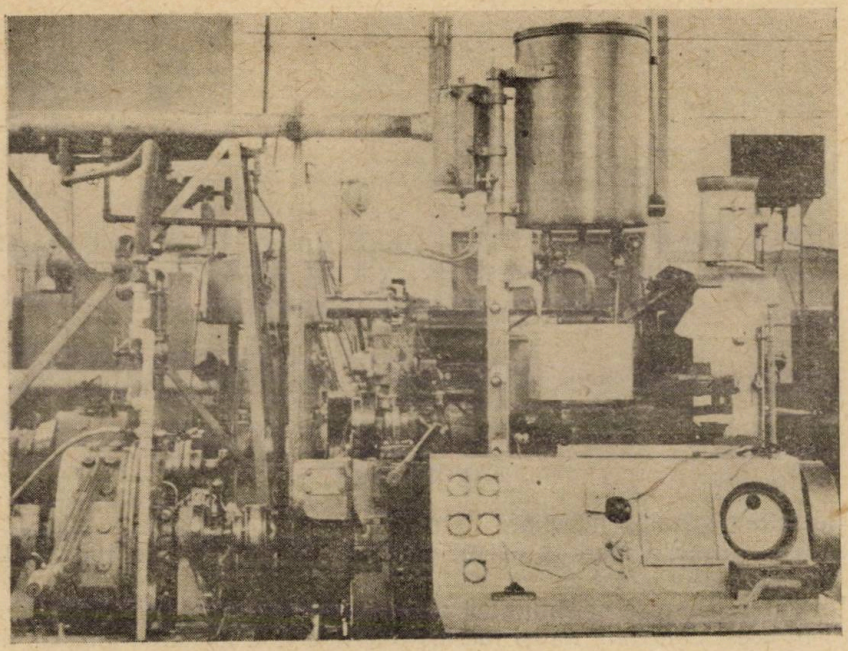


Fig. 1. Ansamblul instalației de încercare.

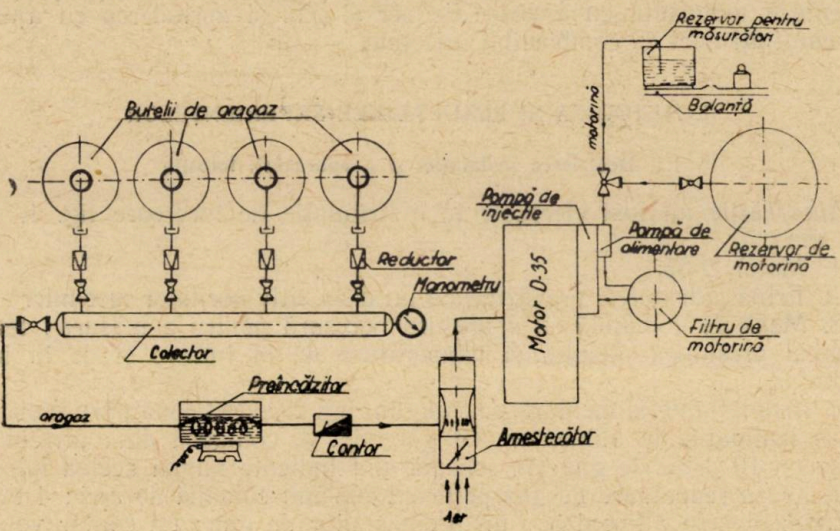


Fig. 2. Schema instalației de alimentare.

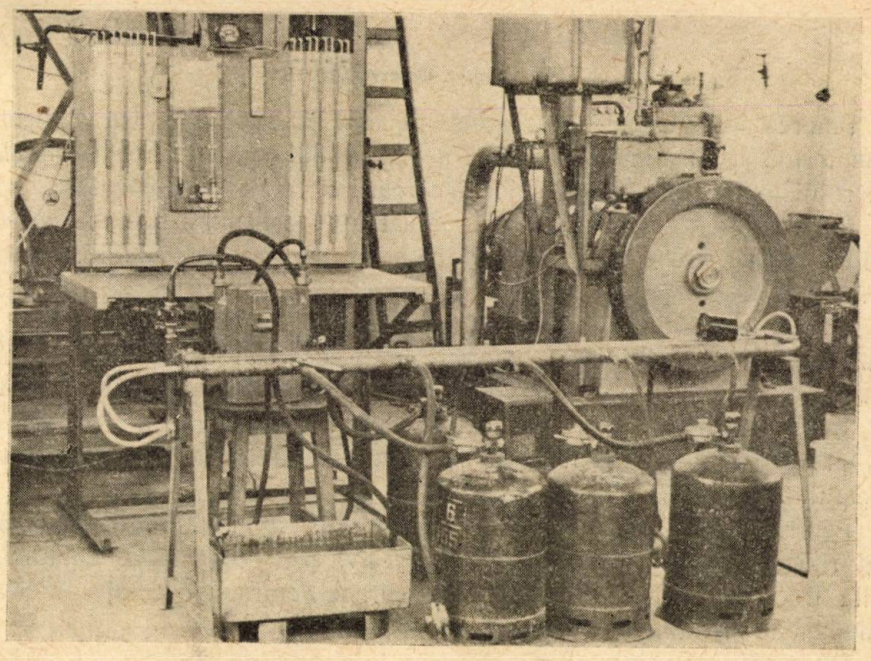


Fig. 3. Instalația de alimentare cu gaz.

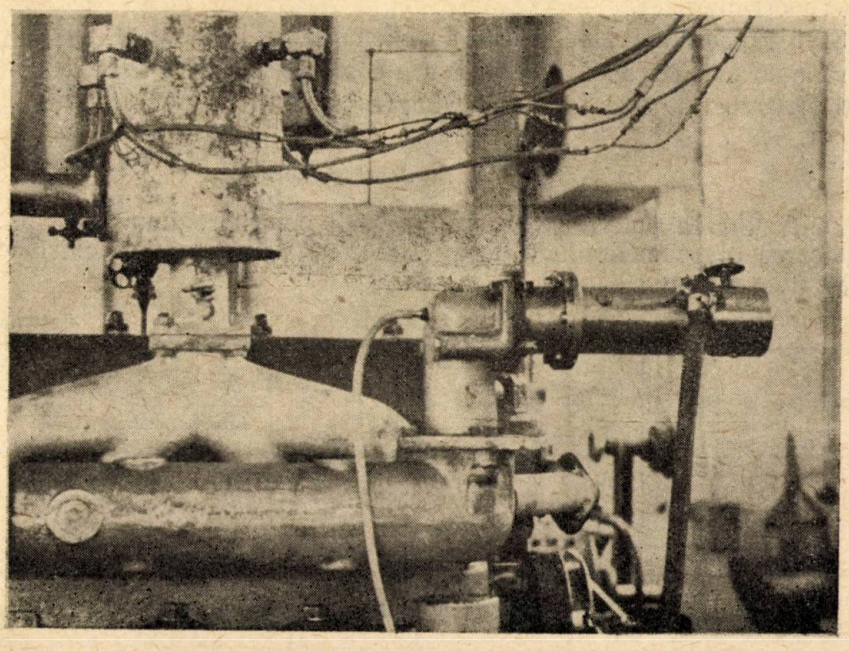


Fig. 4. Amestecătorul de gaz.

1.2. Metoda de cercetare

Puterea aleasă pentru a cerceta procesul de ardere pentru alimentare cu motorină și cu alimentare mixtă a fost de 80% din puterea nominală a motorului, putere care corespunde încărcării normale de exploatare.

Pentru puterea aleasă s-a determinat apoi consumul specific de combustibil pentru ambele cazuri de funcționare, în vederea stabilirii randamentului și economicității motorului.

Studiul procesului de ardere a fost făcut cu ajutorul diagramelor indicate, ridicate cu ajutorul instalației piezoelectrice. Fiecare cilindru a fost prevăzut cu o înșurubare specială pentru montarea traductorului piezoelectric, avînd traductorul piezoelectric montat. Priza de gaz a înșurubării a fost prevăzută lîngă injector, în conformitate cu indicațiile literaturii de specialitate.

Pentru regimul de încărcare ($P_e = 29$ CP, $n = 1\,400$ rot/min) stabilit, s-au ridicat diagramele cilindrilor succesiv, prin conectarea cablului de înaltă frecvență a amplificatorului de curent continuu succesiv la fiecare traductor de presiune.

Diagramele au fost înregistrate prin fotografiere.

Decalajul diagramelor a fost de 18° înaintea PMI respectiv de 69° înaintea PMI. Diagramele prelucrate au avut decalajul de 69° înaintea PMI (punct mort interior).

S-au ridicat diagrame pentru funcționarea cu alimentare mixtă (aragaz și motorină), cu motorină și pentru comprimare (fără injecție de combustibil) pentru amestec de aer și aragaz și pentru aer curat.

1.3. Prelucrarea datelor experimentale

Determinarea puterii și a economicității pentru regimul ales, precum și ridicarea diagramelor indicate au fost efectuate făcîndu-se citiri pentru următoarele mărimi:

Nr. crt.	B mmcal Hg.	φ %	t_{aer} °C	t_u °C	P_u kgf/cm²	t_{ai} °C	t_{ae} °C	n rot/min	F kgf/cm²	P_e CP	P_{e_0} CP
											Funcționare
1	756,8	21	30	79	2,5	80	83,5	1 400	14,334	28,1	29,6
											Funcționare numai
1	756,8	21	30	76	2,5	80	82	1395	14,100	27,5	28,9

— Condiții ambiante :

t_a — temperatura aerului, °C ;
B — presiunea barometrică, mm Hg ;
φ — umiditatea relativă, %.

— Condiții de funcționare :

— ulei :

t_u — temperatura uleiului măsurată în baia de ulei, °C ;
p_u — presiunea uleiului, kgf/cm² ;

— apă :

t_{at} — temperatura apei la intrare în motor, °C ;
t_{ae} — temperatura apei la ieșire din motor, °C.

— Puterea efectivă :

F — forța de frînare, kgf ;
n — turația, rot/min.

— Consumul de combustibil :

Consumul de motorină.

— Consumul de gaze lichefiate :

Debitul orar real de gaze.

Rezultatele determinărilor pentru cercetările efectuate în vederea regimului de funcționare sînt trecute în tabela 1.1.

— Prelucrarea diagramelor indicate.

În tot timpul diagramării s-au controlat condițiile ambiante și de funcționare ale motorului, căutîndu-se să se mențină aceleași condiții ca și în cazul încercărilor efectuate pentru stabilirea regimului.

Din aspectul diagramelor de comprimare rezultă o lipsă de uniformitate în ceea ce privește presiunile de comprimare ale cilindrilor, fig. 5, *a, b, c, d.*

La această lipsă de uniformitate se adaugă și neuniformitatea cantităților de combustibil debitate de elementii de pompă. Din cauza acestor neuniformități alura diagramelor cilindrilor este diferită și totodată și încărcarea cilindrilor este neuniformă.

Tabela 1.1

mixtă

G_e g	τ s	Q_{ms} l/h	B kg/h	b_{e_0} g/CPh	P_g kgf/cm²	Q_r l/h	q_{e_0} Nm³/CPh	W_0 Kcal/CPh	W_g Kcal/CPh	W_l Kcal/CPh	η_e
300	371	1450	2 91	98,3	1,1	1390	0,047	983	1152	2135	0,2960

cu motorină

300	164,5	—	6,56	277	--	—	—	2270	—	2270	0,2785

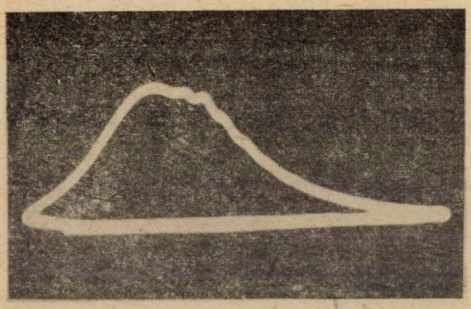


Fig. 5 *a*. Diagrama de comprimare cil. 1.

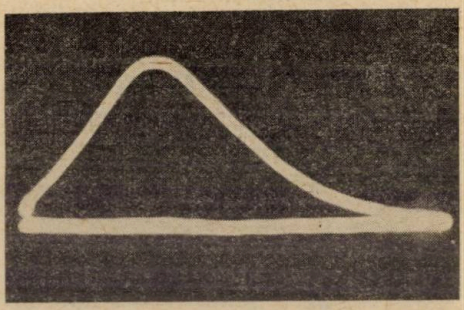


Fig. 5 *b*. Diagrama de comprimare cil. 2.

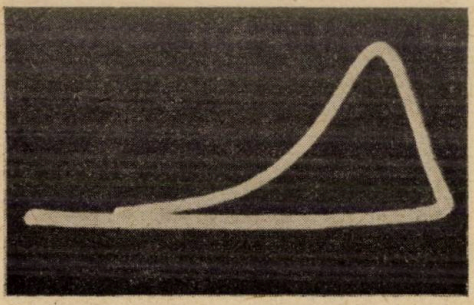


Fig. 5 *c*. Diagrama de comprimare cil. 3.

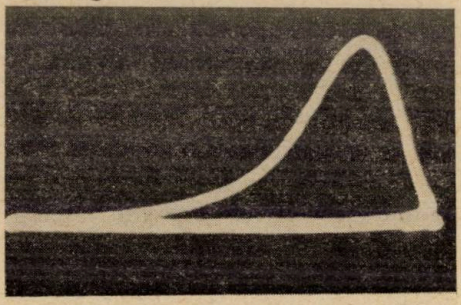


Fig. 5 *d*. Diagrama de comprimare cil. 4.

Din cauza lipsei de uniformitate s-a adoptat pentru studiul comparativ : să se cerceteze procesul de ardere pe baza diagramelor indicate de la cilindrul 4.

Diagrama indicată fotografiată pentru alimentarea cu motorină este dată în fig. 6, iar diagramele pentru alimentare mixtă în fig. 7 și fig. 8.

Presiunile de comprimare și maxime de ardere au fost determinate cu ajutorul unui microscop metalografic.

— Raportul presiunilor :

$$\lambda_p = \frac{p_z}{p_c} \tag{1.1}$$

în care : p_z este presiunea maximă de ardere ;

p_c — presiunea de comprimare.

Întîrzierea la aprindere a fost determinată cu relația :

$$\tau_i = \frac{\alpha_i^\circ}{6n} \tag{2.1}$$

în care : τ_i este întîrzierea la aprindere, s ;

α_i — unghiul de întîrziere la aprindere, în grade ;

n — turația arborelui cotit, rot/min.

α_i a fost determinat prin determinarea intervalului unghiular dintre începutul injecției (7° înaintea PMI) și momentul începerii creșterii presiunii.

Poziția punctului mort interior pe diagramă a fost determinată prin marcarea pe diagramă a poziției corespunzătoare momentului începerii debitării combustibilului (18° înaintea PMI).

Avînd în vedere că diagramele indicate în abscisă au avut deplasarea pistoanelor unghiurile au fost calculate cu ajutorul relației :

$$\frac{V_a}{V_c} = 1 + \frac{\varepsilon - 1}{2}\left[\left(\frac{\alpha^2}{2!} - \frac{\alpha^4}{4!} + \frac{\alpha^6}{6!} - \right) + \frac{\lambda}{4}\left(\frac{4\alpha^2}{2!} - \frac{16\alpha^4}{4!} + \ldots\right)\right] \qquad (3.1)$$

care sub o formă simplificată neglijînd termenii cu puteri mai mari decît α^2 poate să fie scrisă :

$$\frac{V_a}{V_c} = 1 + 0{,}294\,(\varepsilon - 1)\,\alpha^2, \quad \alpha^\circ \leqslant 40^\circ \qquad (4.1)$$

Viteza medie de creștere a presiunii pe intervalul dintre momentul începerii creșterii presiunii și pînă la presiunea maximă de ardere este :

$$V_{pm} = \frac{\Delta p}{\Delta \alpha} = \frac{p_z - p_y}{\alpha_z^0 - \alpha_y^0} \qquad (5.1)$$

p_z — presiunea corespunzătoare presiunii maxime de ardere ;

p_y — idem — pentru presiunea de la începutul creșterii presiunii.

Rezultatele prelucrării diagramelor sînt trecute în tabela 1.2.

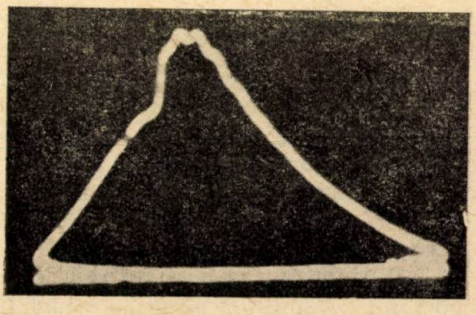


Fig. 6. Diagrama indicată pentru alimentare cu motorină.

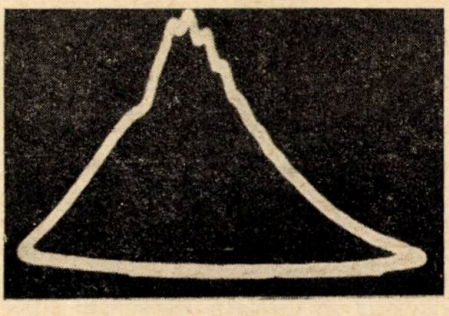


Fig. 7. Diagrama indicată pentru alimentare mixtă cl. 4.

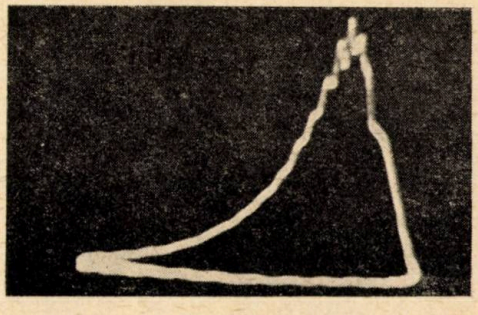


Fig. 8. Diagrama indicată pentru alimentare mixtă cil. 2.

Tabela 1.2

Nr.	Nr. diagramei / Felul diagramei	Presiunea de compr. mm	Presiunea de compr. kgf/cm²	Presiunea p_y mm	Presiunea p_y kgf/cm²	Presiunea maximă mm	Presiunea maximă kgf/cm²	Raportul	Întîrzierea la aprindere	Obs.
1	21									
	Funcționare cu motorină cil. 4	5,72	32,4	5,74	32,7	8,805	50	1,54	$3,36 \cdot 10^{-3}$	
2	10									
	Funcționare cu alimentare mixtă cil. 4	5,90	33,4	6,332	35,7	9,89	56	1,675	$4 \cdot 10^{-3}$	

2. INTERPRETAREA REZULTATELOR EXPERIMENTALE

Presiunea de la sfîrșitul comprimării la funcționare cu alimentare mixtă a crescut de la 32,4 kgf/cm² la 33,4 kgf/cm². Creșterea de presiune este determinată de prereacțiile care au loc în amestecul de aer și gaze lichefiate în timpul comprimării, între gaze și oxigenul din aer.

Întîrzierea la aprindere a crescut de la $3,36 \cdot 10^{-3}$s, cazul alimentării cu motorină, la $4 \cdot 10^{-3}$s la alimentarea mixtă.

În cazul gazelor lichefiate cantitatea teoretică de aer are valori ridicate, cantitatea procentuală de gaz din amestec este redusă, creșterea întîrzierii la aprindere nu poate fi explicată prin scăderea concentrației de oxigen din amestec.

Din cauza prereacțiilor care au loc în timpul comprimării o parte din oxigen intră în compușii formați, astfel în momentul injecției de combustibil lichid concentrația de oxigen este micșorată și întîrzierea la aprindere crește.

Din cauza creșterii întîrzierii la aprindere se produce și creșterea raportului presiunilor de la $\lambda_p = 1,54$ la 1,675 și a vitezei medii de creștere a presiunilor de la $v_{pm} = 1,31$ kgf/cm² grad la 2,4 kgf/cm² grad.

Ambele creșteri nu depășesc limitele normale de funcționare.

CONCLUZII

Pe baza cercetărilor efectuate s-au tras următoarele concluzii:

1. Presiunea maximă de ardere și presiunea de comprimare cresc în cazul alimentării mixte, funcționarea motorului este mai aspră.
2. Întîrzierea la aprindere crește, ea determină creșterea presiunilor de ardere.
3. Pentru a lua în considerare creșterea întîrzierii la aprindere este necesar să se schimbe mărimea unghiului de avans la injecție, stabilindu-se prin cercetări experimentale valoarea avansului optim.
4. Camera de ardere a motorului trebuie modificată în sensul unei transformări cît mai apropiate de camerele de ardere neseparate (injecție directă).

BIBLIOGRAFIE

1. V. A. Vanşeidt, *Motoare Diesel*, Editura tehnică, Bucureşti, 1959, p. 389—390. (Trad. l. rusă).
2. G. I. Samoli şi I. I. Goldblat, Gazobaloniie avtomobili, Gosudarstvennoe naucinotehnicieskoe izdatelistva maşinostroitelinoi literaturî, Moskva, 1950, p. 57—62.
3. M. Bănărescu, *Motoare cu ardere internă*, Editura tehnică, 1957, pag. 442—450.

ИЗУЧЕНИЕ ПРОЦЕССОВ ГОРЕНИЯ В ТРАКТОРНЫХ САМОЗАЖИГАЮЩИХСЯ ДВИГАТЕЛЯХ СО СМЕШАННЫМ ПИТАНИЕМ (ДИЗЕЛЬНОЕ ТОПЛИВО И СЖИЖЕННЫЕ ГАЗЫ)

(РЕЗЮМЕ)

Работа является продолжением исследований производимых коллективом кафедры в области работы самозажигающихся тракторных двигателей со смешанным питанием. На основании пьезоэлектрических индикаторных диаграмм изучается процесс горения при смешанном питании, сравнительно с работой при питании дизельным топливом.

На основании произведенных исследований установленно возрастание запаздывания зажигания и максимального давления горения, что приводит к более жеской работе двигателя.

Работа двигателя могла бы быть улучшена изменением опережения инжектирования и особенно изменением камеры горения таким образом чтобы работа была как можно ближе к работе двигателей с нераздельными камерами горения.

L'ETUDE DES PROCESSUS DE COMBUSTION DES MOTEURS DE TRACTEURS À AUTOALLUMAGE ET À L'ALLIMENTATTION MIXTE (LE GAS-OIL ET LES GAZ LIQUÉFIÉS)

(RÉSUMÉ)

Ce travail représente une continuation des recherches éffectuées par le collectif de recherches sur le fonctionnement des moteurs de tracteurs à autoallumage à allimentation mixte.

On étudie à l'aide des diagrammes indiqués avec des traducteurs, le processus de combustion autant pour le fonctionnement à l'allumage mixte que pour le fonctionnement à l'allumage à gas-oil.

On a constaté à la suite des essais effectués l'accroissement du retard à l'allumage et celui de la pression maximale de combustion ce qui entraîne un fonctionnement plus dur du moteur.

On pourrait améliorer le fonctionnement du moteur par la modification à l'injection et surtout par la modification de la chambre de combustion, de sorte que le fonctionnement soit le plus proche possible de celui des moteurs à chambre de combustion à injection directe.

CERCETĂRI EXPERIMENTALE PRIVIND CARACTERISTICA FORȚELOR PE VENTILELE MONOSCAUN CU DIFUZOR

DE

N. BOBOESCU, G. CREȚA, P. COJEREANU, N. LEMNEANU

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

A. GENERALITĂȚI

Creșterea presiunii și temperaturii aburului utilizat la acționarea turbinelor cu abur a dus în ultimile două decenii la utilizarea pe o scară din ce în ce mai largă a ventilelor de reglare monoscaun cu difuzor. Deși soluția această este larg răspîndită în construcția turbinelor cu abur moderne, literatura tehnică de specialitate fie că nu tratează deloc, fie că nu tratează decît foarte sumar problema determinării forțelor aerodinamice ce acționează asupra acestor ventile [1], forțe a căror cunoaștere condiționează o dimensionare rațională a servomotorului necesar acționării acestor ventile.

Cercetările experimentale efectuate de autori în cadrul unui program mai vast orientat asupra studiului ventilelor monoscaun cu difuzor, redate în cele ce urmează reprezintă o primă etapă a cărei scop a fost acela de a confrunta, în ce măsură indicațiile din literatură corespund cu rezultatele experimentale. *

Au fost supuse încercării două ventile monoscaun denumite în cele ce urmează S respectiv M, fig. 1, cuplate cu cîte trei difuzoare cu unghiuri de evazare diferite, de 8°, 10° respectiv de 12°, fig. 2, obținîndu-se astfel 6 perechi de ventile cu difuzor.

Cercetările s-au extins asupra întregului domeniu de variație a raportului de presiuni ε dintre presiunea de la ieșire p_1 și cea de la intrarea p în camera ventilului și pentru întreg domeniul de variație a cursei ventilului.

B. DESCRIEREA STANDULUI DE INCERCARE

Pentru efectuarea încercărilor s-a amenajat un stand aerodinamic, ce permite realizarea unui program complex de cercetări ca: determinarea curbelor carcteristice de consum, a repartiției presiunilor pe ventil și difuzor, a domeniului de funcționare instabilă a ventilului, a forțelor aerodinamice pe ventil etc.

---

* Lucrarea se efectuează pe baza unei convenții de colaborare încheiată între Uzina de Construcții de mașini Reșița și Institutul politehnic Timișoara.

Ca fluid de lucru instalația folosește aerul comprimat care permite realizarea unui stand, a unor aparate și instrumente de măsură și a unor metode de măsurare mai simple, mai comode, mai ușor de stăpînit și mai precise decît standurile care folosesc drept agent aburul.

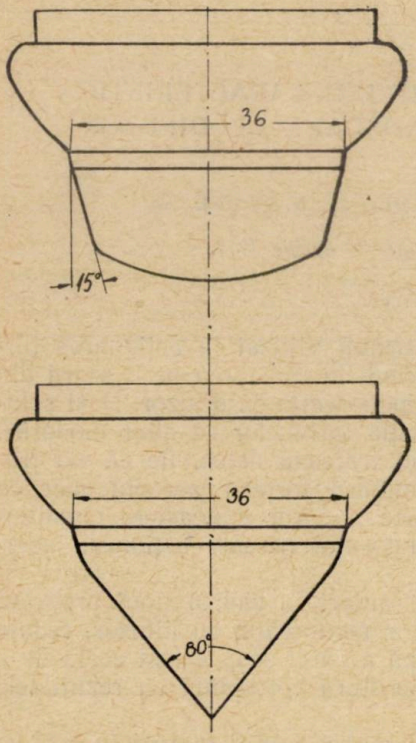


Fig. 1. Ventilele S și M folosite la măsurători.

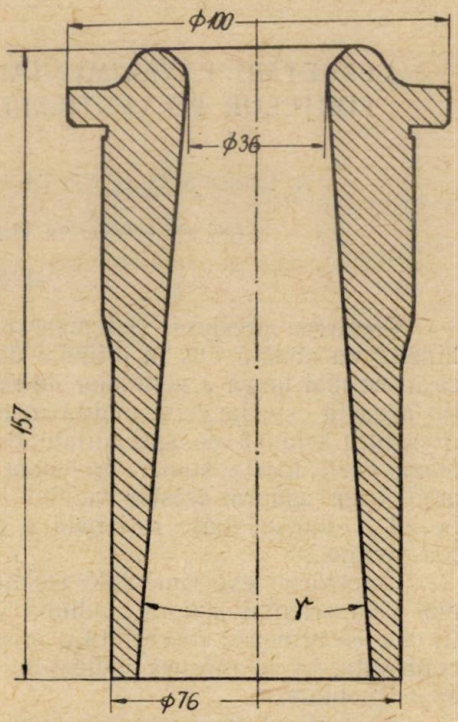


Fig. 2. Difuzoarele folosite la măsurători.

Deoarece descrierea standului în ansamblul ei a fost redată într-o altă lucrare * în cele ce urmează se va descrie numai partea specifică a instalației folosită pentru determinarea forțelor aerodinamice pe ventile.

Standul constă în principiu dintr-un compresor cu piston cu presiunea de refulare de 7 ata care livrează aerul prin intermediul unui rezervor tampon în camera ventilului de încercat, de unde, prin ventil, aerul este dirijat în atmosferă.

Pentru măsurarea forțelor aerodinamice care acționează asupra ventilului, pe camera ventilului, fig. 3 și 4 s-a montat un dispozitiv constînd dintr-un dinamometru etalonat, de care s-a suspendat tija ventilului. Defor-

* „Determinarea caracteristicilor de consum ale unor ventile de reglare monoscaun cu difuzor pentru turbine cu abur" de N. Boboescu, T. Raica, I. Feimer, Gh. Bozan, Energetica, 1963.

mația arcului dinamometrului sub influența forțelor aerodinamice ce acționează asupra ventilului s-au măsurat cu un comparator avînd diviziuni de 0,001 mm. Constanta arcului dinamometrului determinată la etalonare fiind de 5 kgf/mm, dispozitivul permite măsurarea forțelor cu o precizie de 0,005 kgf. Ridicarea ventilului de pe scaun s-a măsurat cu un comparator avînd diviziunile de 0,01 mm, fixat de camera ventilului.

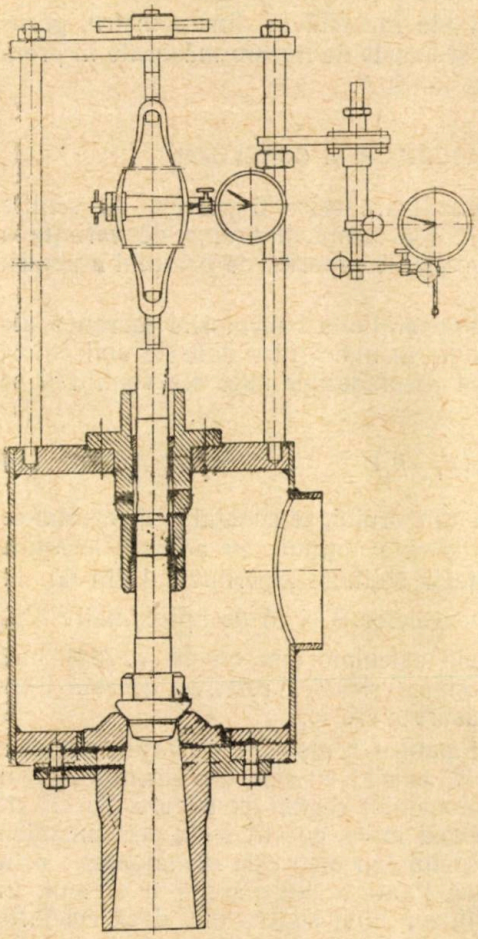


Fig. 3. Dispozitivul dinamometric pentru măsurarea forței.

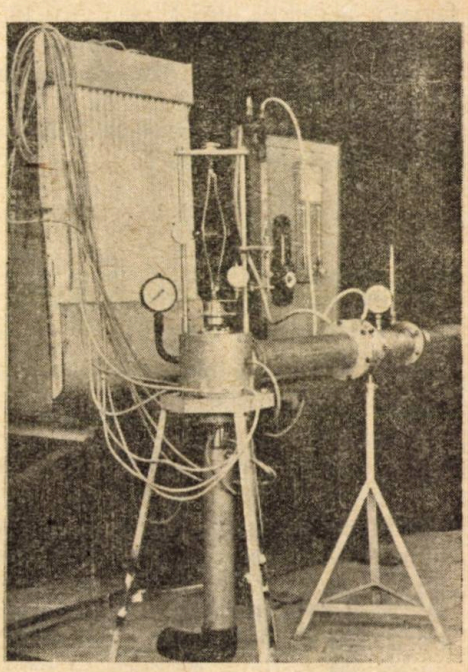


Fig. 4. Vederea standului aerodinamic pentru încercarea ventilelor.

Măsurarea presiunii din camera ventilului și de după difuzor s-a făcut cu ajutorul unor manometre cu tub U cu mercur în cazul presiunilor mai mici de 1 ats și cu un manometru cu tub elastic în cazul presiunilor mai mari.

C. MERSUL EXPERIENȚELOR

Măsurătorile s-au efectuat pentru 9 poziții de ridicare ale ventilului cuprinse între 1 și 24 mm. Pentru fiecare poziție a ventilului s-a modificat raportul de presiuni prin variația presiunii din camera ventilului cu

ajutorul unui ventil de laminare și s-au citit forțele rezultante ce acționează asupra ventilului și valorile corespunzătoare ale presiunilor p_1' din camera ventilului și ale presiunii p_1 de după difuzor.

Scăzînd din valoarea forței rezultante indicată de dinamometru, greutatea proprie a ventilului și a tijei sale și forțele de frecare măsurate în prealabil, s-a obținut forța aerodinamică pe ventil F.

D. REZULTATELE MĂSURĂTORILOR ȘI CONCLUZII

Rezultatele măsurătorilor corespunzătoare celor 6 perechi de ventile difuzor sînt redate în fig. 5 ... 10 care reprezintă diagrama de variație a forțelor aerodinamice F pe ventil în funcție de raportul de presiuni ε pentru diferite ridicări h ale ventilului.

Comparînd rezultatele experimentale obținute cu valorile teoretice ale forței determinate pe bază de calcul conform indicațiilor date de unii autori [1], după care forța pe ventil în cazul deschiderilor mici ale ventilului se poate calcula cu relația

$$F_t = A_{min}(p_1' - p_1) \tag{1}$$

unde A_{min} este aria secțiunii minime a difuzorului, se constată că rezultatele experimentale diferă în mod sensibil de cele obținute cu această formulă, fig. 11. Diagramele de variație ale forțelor obținute experimental din fig. 11 corespund unei ridicări relative $\frac{h}{D}$ a ventilelor S și M de aproximativ 8%. Pentru această ridicare relativă, forțele calculate sînt cu 40 ... 70% mai mari ca cele măsurate. O dată cu creșterea ridicării relative, această diferență între valorile calculate și cele măsurate crește.

În fig. 12 și 13 s-au reprezentat pentru comparare variațiile forțelor aerodinamice pe ventilul S respectiv M asociat cu cele trei difuzoare. Din ambele diagrame rezultă clar că, în domeniul regimului supersonic cu cît unghiul de evazare al difuzorului este mai mare, cu atît forța aerodinamică pe ventil este mai mică. Explicația acestui fenomen este următoarea: prin mărirea unghiului de evazare secțiunea finală a difuzoarelor a crescut, în consecință regimul de curgere prin difuzor fiind supersonic, dacă celelalte condiții ca presiune inițială, repartiția presiunii pe ventil și deci și forța pe ventil se mențin constante, presiunea p_1 din secțiunea finală a difuzorului a scăzut, deci raportul $\frac{p_1}{p_1'}$ a scăzut. În concluzie pentru o valoare dată a forței și pentru o lungime dată a difuzorului, creșterea unghiului de evazare provoacă micșorarea raportului $\frac{p_1}{p_1'}$.

Concluziile obținute în urma acestor prime serii de măsurători se pot rezuma astfel:

— Forțele aerodinamice pe ventil pentru un difuzor dat depind de forma și dimensiunile ventilului, de raportul de presiuni ε și de ridicarea relativă a ventilului.

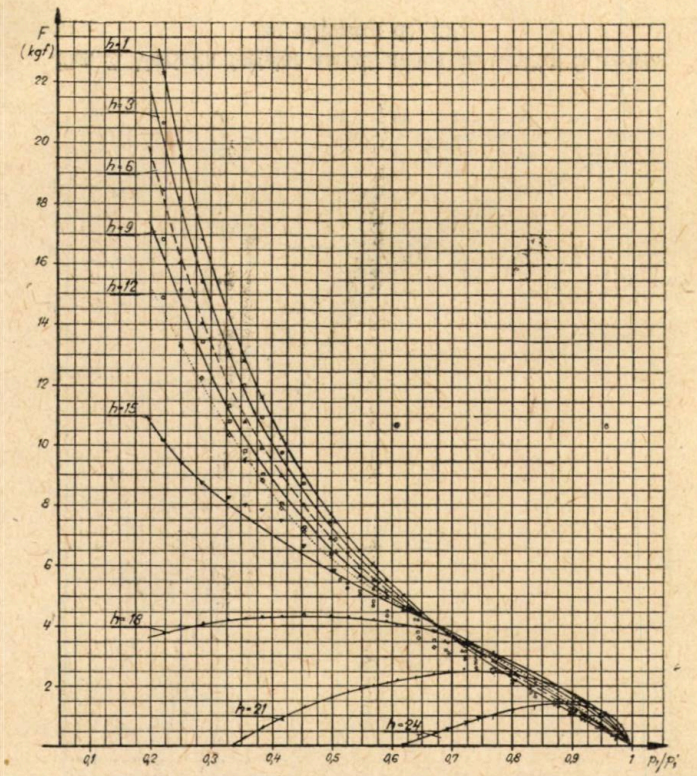


Fig. 5. Variația forțelor aerodinamice pe ventilul S asociat cu difuzorul de 8°.

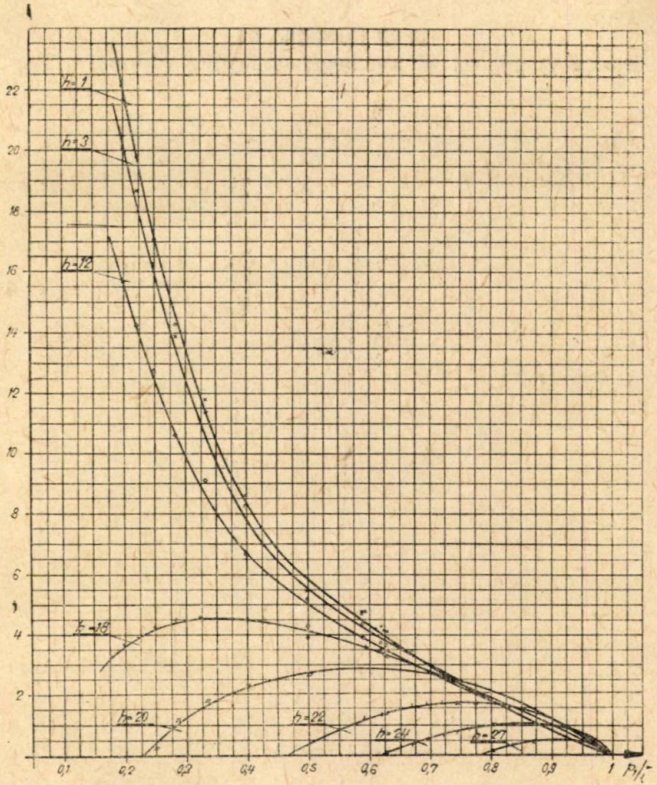


Fig. 6. Variația forțelor aerodinamice pe ventilul S asociat cu difuzorul de 10°.

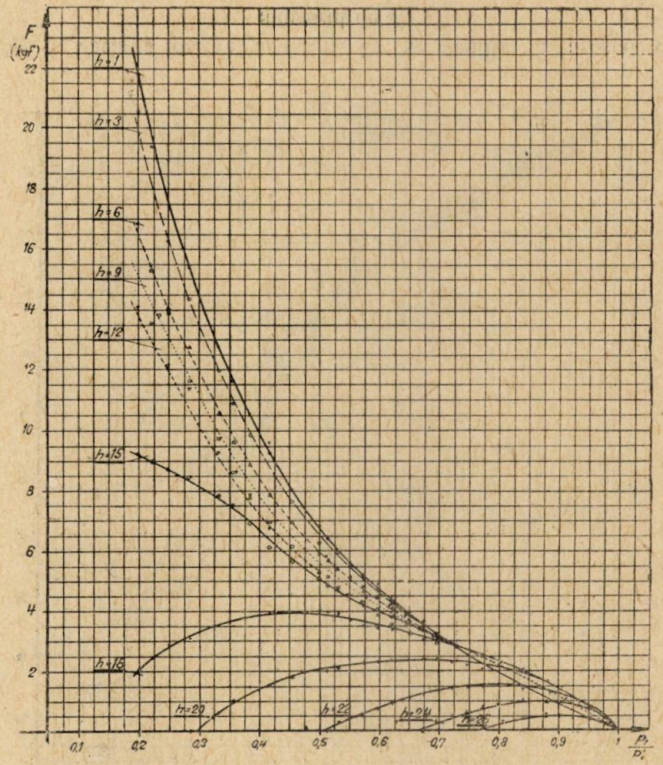


Fig. 7. Variația forțelor aerodinamice pe ventilul S asociat cu difuzorul de 12°.

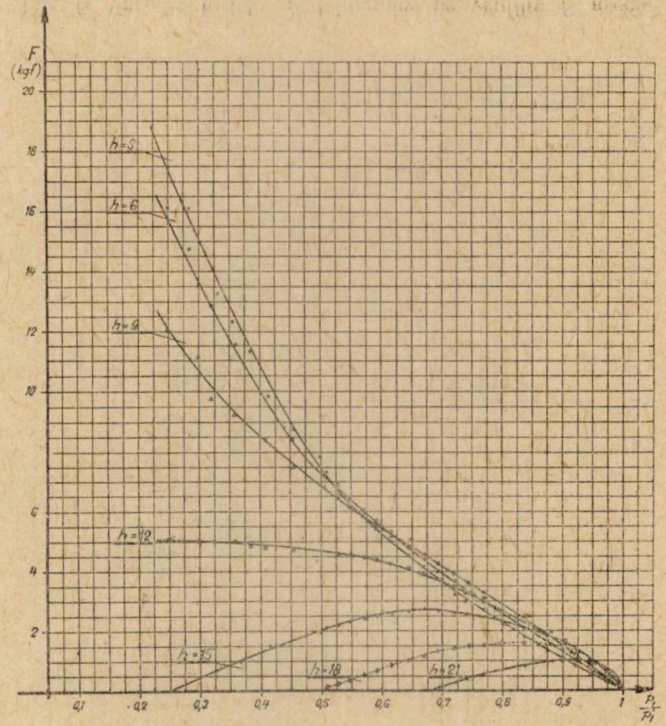


Fig. 8. Variația forțelor aerodinamice pe ventilul M asociat cu difuzorul de 8°

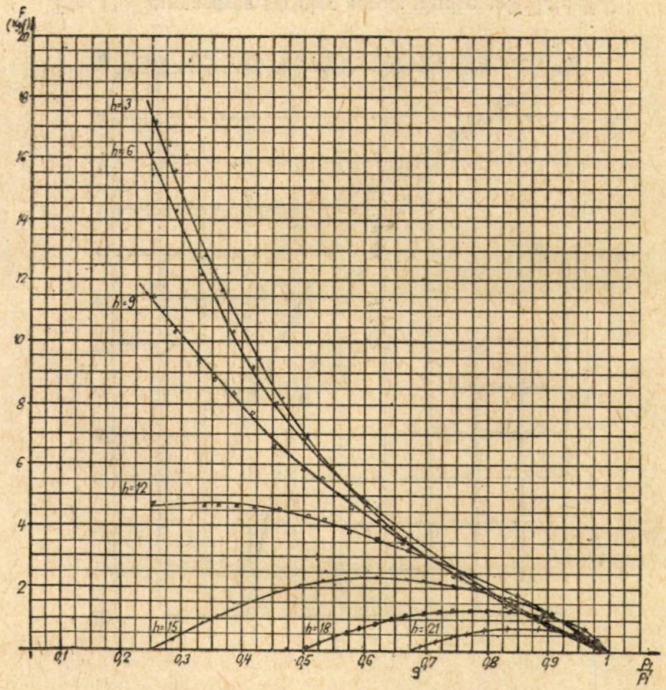


Fig. 9. Variația forțelor aerodinamice pe ventilul M asociat cu difuzorul de 10°.

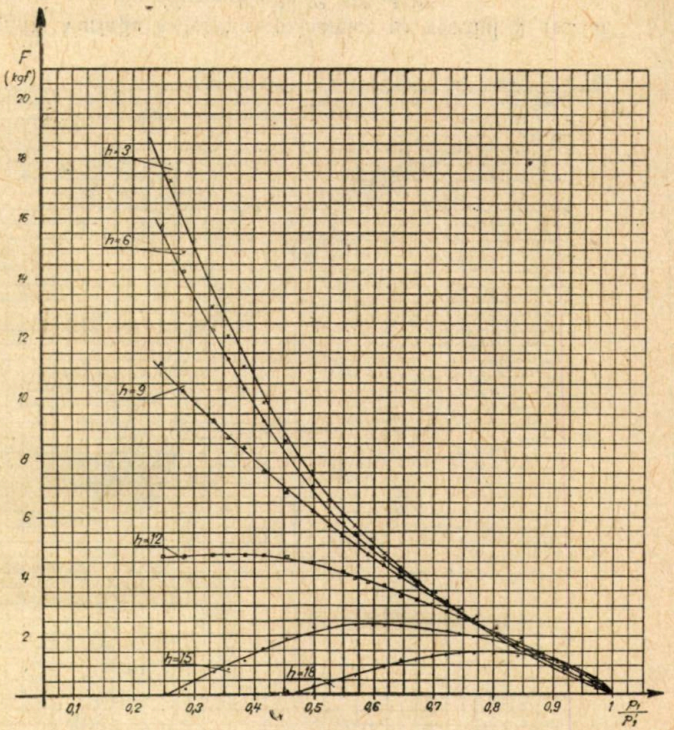


Fig. 10. Variația forțelor aerodinamice pe ventilul M asociat cu difuzorul de 12°.

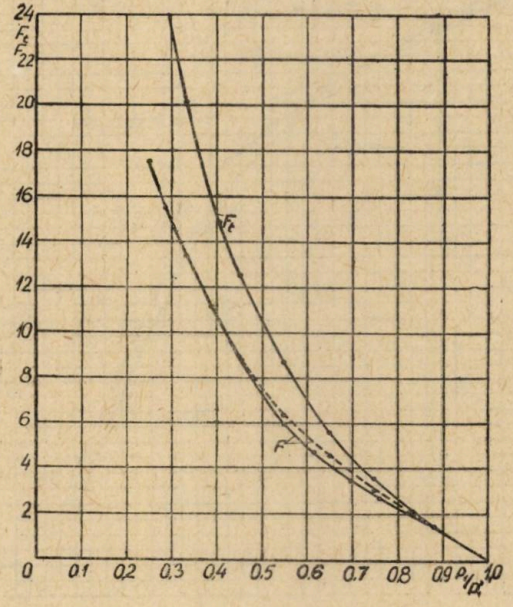


Fig. 11. Compararea forţelor aerodinamice calculate F_t cu cele măsurate F pentru o ridicare h=3 mm :
——— pentru ventilul S ; — — — — pentru ventilul M.

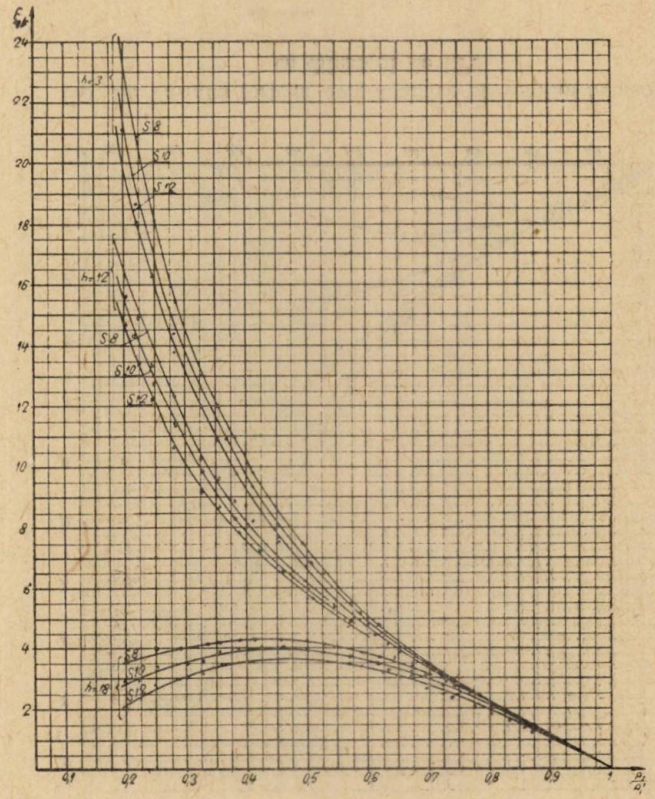


Fig. 12. Variaţia forţelor aerodinamice pe ventilul S asociat cu difuzoarele de 8°, 10° şi 12°.

— Forțele aerodinamice pe ventil pentru un ventil dat depind de gradul de evazare al difuzorului, definit ca fiind raportul dintre secțiunea finală și secțiunea minimă a difuzorului, dar pare să nu depindă de unghiul de evazare al difuzorului dacă acest unghi variază în limitele uzuale de 8° ... 12°.

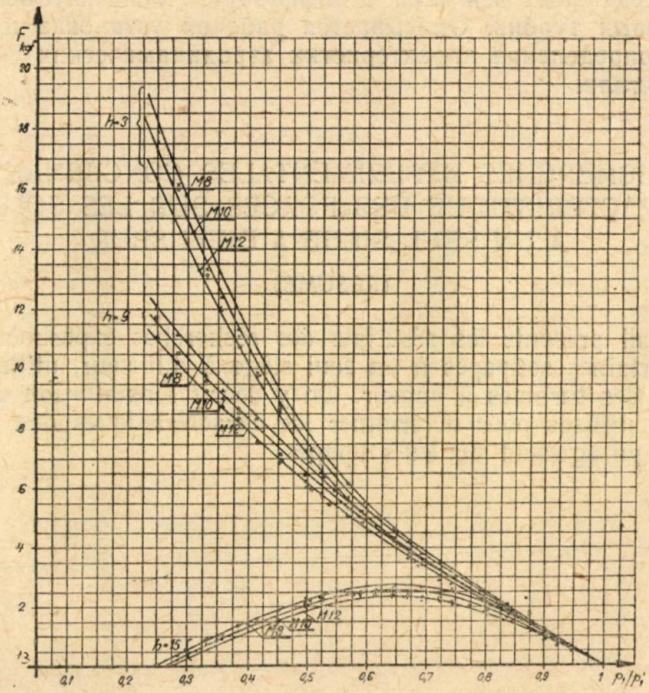


Fig. 13. Variația forțelor aerodinamice pe ventilul M asociat cu difuzoarele de 8°, 10° și 12°.

— Formula (1) indicată în literatură pentru calculul forțelor aerodinamice pe ventil nu asigură o precizie suficientă decît pentru poziția complet închisă a ventilului, cînd forțele aerodinamice pe ventil sînt încă nule, forța pe ventil fiind creată numai de diferența de presiune pe cele două fețe ale ventilului.

BIBLIOGRAFIE

1. G. A. Zalf, V. V. Zviaghințev, *Teplovoi rasciot parovîh turbin.* Moscova-Leningrad, Maşghiz, 1961.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ХАРАКТЕРИСТИКИ СИЛ ОДНОСЕДЕЛЬНЫХ ВЕНТИЛЕЙ С ДИФФУЗОРОМ

(РЕЗЮМЕ)

Работа излагает результаты экспериментальных исследований некоторых односедельных вентилей с диффузором, используемых при постройке паровых турбин. Описывается рабочая установка и применявщаяся для определения характеристик аэродинамических сил действующих на вентили.

RECHERCHES EXPÉRIMENTALES CONCERNANT LA CARACTÉRISTIQUE DES FORCES SUR LES SOUPAPES À UN SEUL SIÈGE À DIFFUSEUR

(RÉSUMÉ)

Ce travail présente les résultats des recherches expérimentales effectuées sur certaines soupapes à un seul siège à diffuseur, utilisées dans la construction des turbines à vapeur. On y décrit l'installation de travail et les procédés utilisés pour déterminer les caractéristiques des forces aérodynamiques qui agissent sur les soupapes.

ASUPRA UNOR STUDII DE EXTENSOMETRIE ELECTRICĂ EFECTUATE PENTRU INDUSTRIE

DE

L. BOLEANȚU, N. GHEORGHIU, M. FISCHER, M. GHEORGHIU

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

Cercetările electrotensiometrice efectuate în condițiile unor studii pentru industrie se pot grupa în două categorii:

I. Determinări de eforturi specifice maxime și în mod implicit coeficienții de siguranță, în anumite secțiuni ale unui obiect studiat.

II. Determinări de valori efective ale sarcinilor exterioare și dependența acestora de parametri funcționali ai sistemului de referință.

In prezenta notă, se arată modul în care s-au abordat și rezolvat unele probleme industriale de extensometrie electrică, ce se includ în categoriile sus menționate.

I. Studiul unor recipienți tampon la o instalație de prese hidraulice, tip Schloemann.

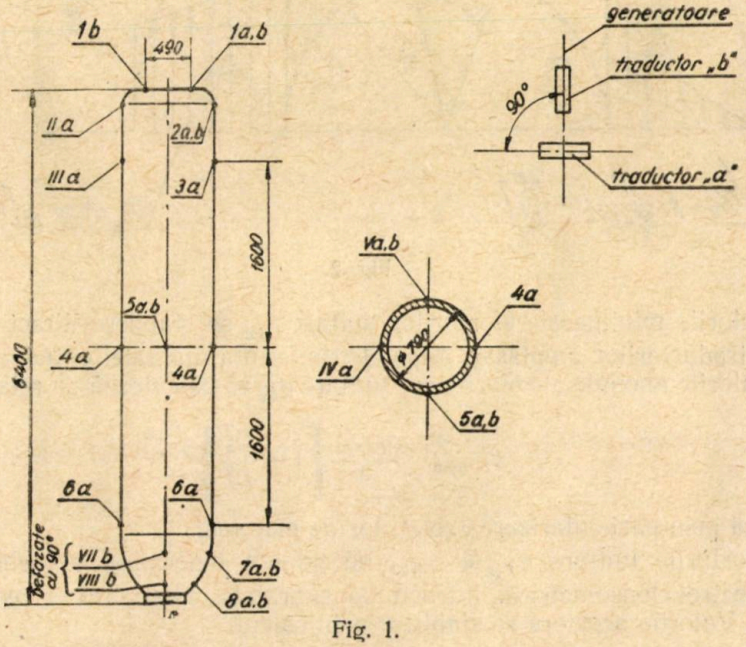


Fig. 1.

Se știe că valoarea coeficientului de siguranță se definește prin relația :

$$c = \frac{\sigma_{lim}}{\sigma_{ef\ max}}$$

unde : σ_{lim} este limita de rezistență admisă pentru comparație, rupere, curgere, fluaj etc.

$\sigma_{ef\ max}$ — efortul specific maxim.

În pereții acestor recipienți apare o stare de efort triaxială, definită prin relațiile lui Lammé (fig. 2).

$$\sigma_z = p \cdot \frac{D_i^2}{D_e^2 - D_i^2}; \quad \sigma_{t_x} = p \cdot \frac{D_i^2}{D_e^2 - D_i^2}\left[1 + \frac{D_e^2}{D_x^2}\right], \quad \sigma_{r_x} = p \cdot \frac{D_i^2}{D_e^2 - D_i^2}\left[1 - \frac{D_e^2}{D_x^2}\right],$$

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_{t_x} - \sigma_{r_x}}{2}.$$

Eforturile unitare σ_z se stabilesc direct prin indicațiile traductorilor amplasați după generatoarea mantalei cilindrice.

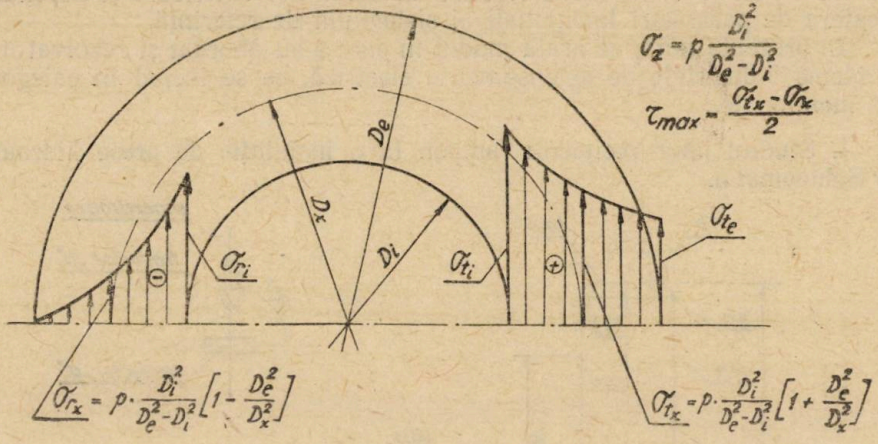


Fig. 2.

Valorile minime ale eforturilor unitare σ_{t_x} se stabilesc direct prin indicațiile traductorilor amplasați după circumferința mantalei cilindrice.

Valorile maxime ale eforturilor unitare σ_{t_x} se calculează cu relația :

$$\sigma_{t\ max} = \frac{\sigma_{t\ min}}{2}\left[1 + \frac{D_e^2}{D_i^2}\right]$$

obținută prin particularizarea relațiilor de mai sus.

Eforturile unitare σ_{r_x} și τ_{max} nu se pot determina experimental pe cale electroextensometrică, întrucît pe suprafața exterioară a recipientului $\sigma_{r_e} = 0$. Valorile acestora se stabilesc prin calcul.

Lucrări experimentale. Amplasarea traductorilor s-a făcut după cele două direcții principale, cunoscute în zona cilindrică a recipienților. S-au explorat astfel, două generatoare situate într-un plan longitudinal și un contur periferic cuprins într-un plan transversal (fig. 1).

Programul experimental al încercărilor statice a cuprins determinarea deformațiilor pentru presiuni interioare pînă la $p=250\,kgf/cm^2$, în trepte de $50\,kgf/cm^2$ prin proba la rece. S-a considerat drept stare de referință cazul cînd presiunea rețelei de alimentare a fost $p=0\,kgf/cm^2$.

Rezultatele cercetărilor pentru fiecare din recipienții încercați sînt concentrate în diagrame. Ca exemplificare, în fig. 3 se dau diagramele de variație a eforturilor specifice calculate cu $E=2{,}1\cdot10^6\,kgf/cm^2$, în funcție de presiune pentru punctele simetrice 6 a și VI a, aparținînd recipientului 59.10 B.

Valorile eforturilor specifice la o presiune oarecare și într-un punct, s-au calculat ca medie aritmetică între valorile corespunzătoare fazei de creștere, respectiv de descreștere a presiunii.

În fig. 4 s-a reprezentat variația eforturilor specifice medii σ_z și σ_{te} la presiunea de regim ($p=200\,kgf/cm^2$) în secțiunea longitudinală și transversală a recipientului 59.10 B.

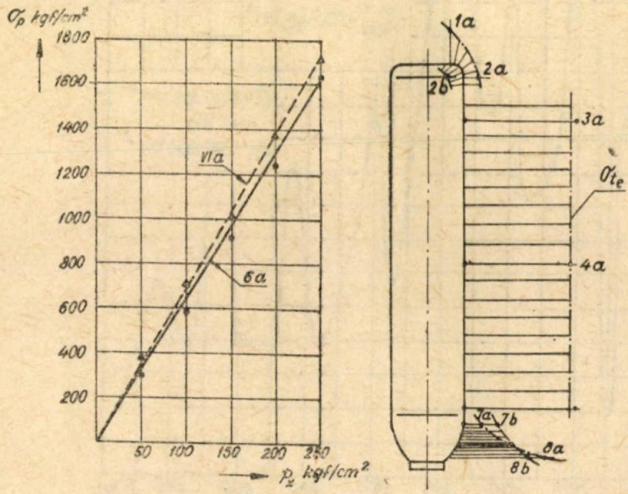


Fig. 3.

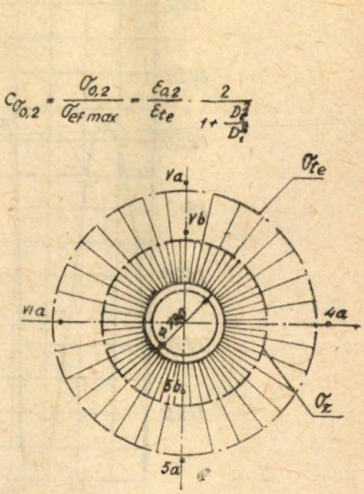


Fig. 4.

După stabilirea zonei în care apare efortul specific maxim la încercările statice, s-a urmărit în același punct, variația efortului în timpul regimului normal de exploatare.

În fig. 5 s-a trasat diagrama de variație a efortului specific față de valoarea aceluiași efort la $p=200\,kgf/cm^2$ din care rezultă că fenomenul respectiv este cvasi staționar.

Coeficientul de siguranță poate fi dedus din materialul experimental cules. Dacă se admite definiția tehnică a limitei de curgere $\sigma_{0,2}$ (conform STAS 200-61) coeficientul de siguranță al recipientului în raport cu această limită este :

$$c_{\sigma_{0,2}} = \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_{ef\,max}} = \frac{\varepsilon_{0,2}}{\varepsilon_{ef\,max}} = \frac{\varepsilon_{0,2}}{\varepsilon_{ti}} = \frac{\varepsilon_{0,2}}{\varepsilon_{te}} \cdot \frac{2}{1+\frac{D_e^2}{D_i^2}}$$

unde : $\varepsilon_{0,2}$ este deformația specifică corespunzătoare limitei tehnice de curgere a materialului ;

$\varepsilon_{ef\,max}$ — deformația specifică efectivă maximă, înregistrată într-un punct al recipientului ;

$\varepsilon_{ti} = \frac{1}{2}\varepsilon_{te}\left(1+\frac{D_e^2}{D_i^2}\right)$ — deformațiile specifice în direcție tangențială.

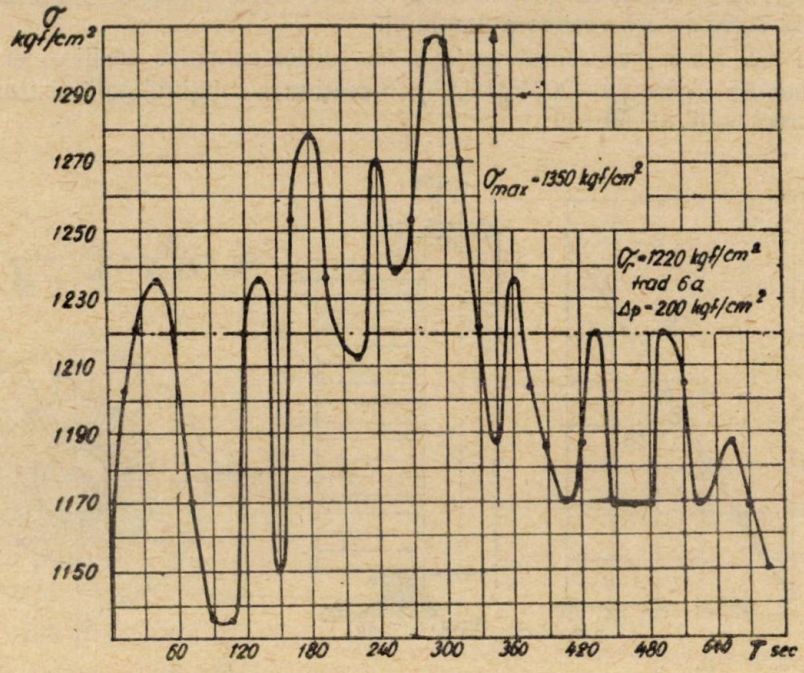


Fig. 5.

Pentru traductorul 6 a, valoarea coeficientului de siguranță, în raport cu limita tehnică de curgere la presiunea de probă $p_{max} = 250$ kgf/cm² este $c_{\sigma_{0,2}} = 2{,}26$, iar la presiunea nominală $p = 200$ kgf/cm² este $c_{\sigma_{0,2}} = 2{,}9$.

La toți ceilalți traductori dispuși în direcție tangențială, coeficientul de siguranță se menține în jurul aceleiași mărimi.

II. Studiul unui plug cu trei trupițe autopurtat. O problemă specială formulată cu ocazia studiului întreprins asupra plugului purtat a fost determinarea torsorului forțelor exterioare într-o secțiune oarecare a plugului și în special al pieselor de rezistență.

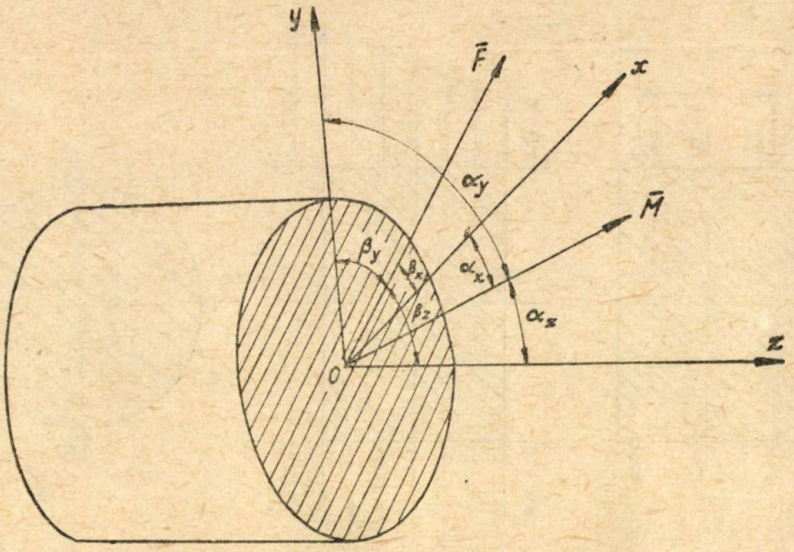


Fig. 6.

Se consideră o secțiune $m—n$ normală pe axa longitudinală a barei, în care acționează torsorul forțelor exterioare. Față de un sistem spațial de axe ortogonale, cu originea în centrul de greutate al secțiunii, torsorul forțelor exterioare va avea 6 componente.

Starea de efort ce apare într-un punct $A(x_0, y_0)$ va fi :

răsucire $\tau_{t_z} = \dfrac{M_z \cdot \rho_0}{J_p} = \dfrac{M \cdot \rho_0 \cdot \cos \alpha_z}{J_p}$

încovoiere $\sigma_{i_y} = \dfrac{M_y \cdot y_0}{J_y} = \dfrac{M \cdot y_0 \cos \alpha_y}{J_y}$

încovoiere $\sigma_{i_x} = \dfrac{M_x \cdot x_0}{J_x} = \dfrac{M x_0 \cos \alpha_x}{J_x}$

întindere $\sigma_{t_z} = \dfrac{F_z}{A} = \dfrac{F \cos \beta_z}{A}$

forfecare (alunecare) $\tau_y = \dfrac{F_y \cdot S(y)}{J_x b(y)} = \dfrac{FS(y) \cdot \cos \beta_y}{J_x b(y)}$

forfecare (alunecare) $\tau_x = \dfrac{F_x S(x)}{J_y b(x)} = \dfrac{FS(x) \cos \beta_x}{J_y b(x)}$.

Se presupune că alungirile și alunecările specifice sînt mici ; în acest caz, ele coincid cu componentele corespunzătoare ale deformațiilor. Traductorii rezistivi permit determinarea deformațiilor numai pe conturul exterior al piesei. În consecință, dintre cele 6 componente ale torsorului sînt măsu-

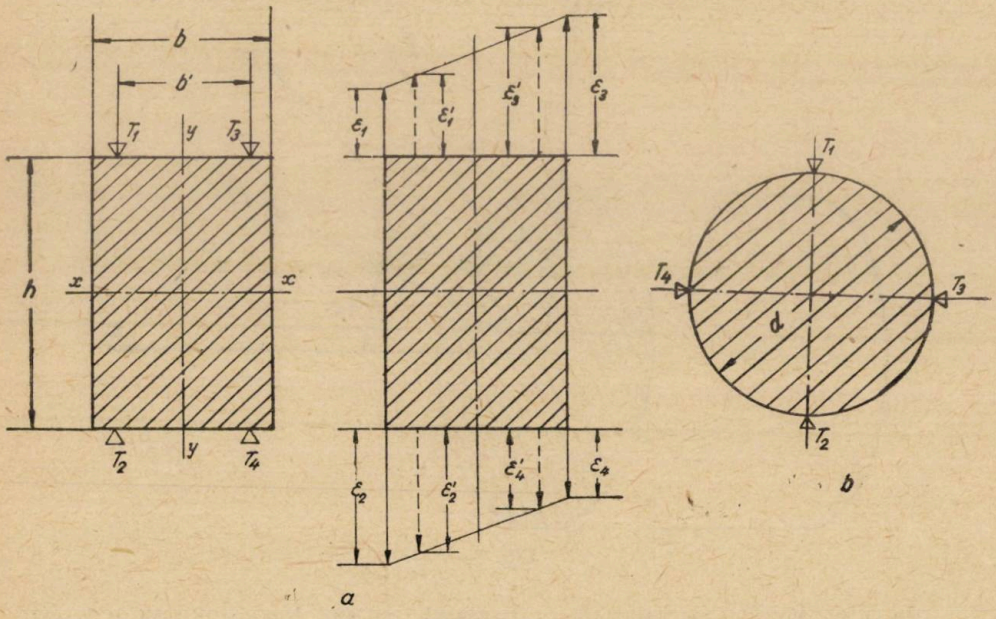


Fig. 7.

rabile numai 4. În cazul particular, cînd F este perpendicular pe planul secțiunii $m—n$, torsorul poate fi definit integral. Numărul traductorilor amplasați pe conturul exterior al secțiunii, trebuie să furnizeze atîtea ecuații de deformație cîte necunoscute apar pentru calcul.

În cazul unui dreptunghi, prin amplasarea a 4 traductori rezistivi pe două laturi opuse ale dreptunghiului (fig. 7 *a*) se vor măsura pe cale electroextensometrică alungirile specifice ε'_1, ε'_2, ε'_3 și ε'_4. Întrucît traductorii au o lățime finită, alungirile specifice ce apar în vîrfurile secțiunii considerate se determină grafic admițîndu-se o variație liniară a alungirii pe lățime.

Pentru secțiuni circulare, cei patru traductori se amplasează pe doi diametri ortogonali (fig. 7 *b*).

Alungirile specifice ce apar în mijloacele laturilor dreptunghiului se pot calcula cu relațiile :

$$\varepsilon_{b_{1,3}} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{2}; \quad \varepsilon_{b_{2,4}} = \frac{\varepsilon_2 + \varepsilon_4}{2}$$

$$\varepsilon_{h_{1,3}} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2}{2}; \quad \varepsilon_{h_{3,4}} = \frac{\varepsilon_3 + \varepsilon_4}{2}.$$

Cele patru componente ale torsorului considerat vor produce alungirile:

$\varepsilon_x = \pm \frac{\varepsilon_{b_{1,3}} - \varepsilon_{b_{2,4}}}{2}$ datorată încovoierii după axa x;

$\varepsilon_y = \pm \frac{\varepsilon_{h_{1,2}} - \varepsilon_{h_{3,4}}}{2}$ datorată încovoierii după axa y;

$\varepsilon_0 = \frac{\varepsilon_{b_{1,3}} + \varepsilon_{b_{2,4}}}{2} = \frac{\varepsilon_{h_{1,2}} + \varepsilon_{h_{2,4}}}{2}$ datorată întinderii după axa z;

$\varepsilon_{z_{1,3}} = \pm \frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_3}{2}$ datorată răsucirii după axa z;

$\varepsilon_{z_{2,4}} = \pm \frac{\varepsilon_2 - \varepsilon_4}{2}$ respectiv $\varepsilon_z = \pm \frac{\varepsilon_{z_{1,3}} - \varepsilon_{z_{2,4}}}{2}$; $\varepsilon_{0_z} = \pm \frac{|\varepsilon_{z_{1,3}}| + |\varepsilon_{z_{2,4}}|}{2}$

Cu aceste valori se determină componentele necunoscute ale torsorului:

$M_x = \varepsilon_x \cdot E \cdot W_x$; $M_y = \varepsilon_y \cdot E \cdot W_y$; $M_z = \varepsilon_z \cdot E \cdot W_p$; $F_z = \varepsilon_0 \cdot E \cdot A$

respectiv

$$M = \sqrt{M_x^2 + M_y^2 + M_z^2}$$

precum și cosinușii directori ai vectorului moment

$$\cos \alpha_x = \frac{M_x}{M} \quad \cos \alpha_y = \frac{M_y}{M} \quad \cos \alpha_z = \frac{M_z}{M}.$$

Aceste rezultate pot fi extinse și la alte forme de secțiuni.

Lucrări experimentale. Plugul a fost experimentat în regim aproape static, realizat prin tractarea ansamblului tractor-plug cu un troliu manual, la viteze sub 1 m/min (conform fig. 8) și regim normal de funcționare, urmărindu-se în special demarajul.

În ameble încercări, adîncimea brazdei a variat între 250 ... 300 mm.

Fazele programului experimental au fost:

a) Comportarea dispozitivului de legare al plugului de tractor, la ridicarea plugului prin intermediul mecanismului hidraulic al tractorului.

b) Comportarea dispozitivului de legare la funcționarea normală a plugului pentru adîncirea brazdei de $h = 250$ mm, $h = 280$ mm și $h = 300$ mm, cu angajarea treptată a celor trei trupițe (trupița I, I+II și I+II+III).

Amplasarea traductorilor rezistivi este redată în fig. 9, iar ansamblul aparatajului electroextensometric folosit în studiul experimental al plugului se vede în fig. 10.

În timpul experiențelor de la punctul b), plugul a fost tras (fig. 8) controlîndu-se uniformitatea tracțiunii prin semnalul dat de traductorul montat pe bara de tracțiune (secțiunea S_{11}).

În cadrul încercărilor dinamice s-a urmărit comportarea secțiunii S_{11} la funcționarea plugului pentru perioada angajării în brazdă și la mers normal. Plugul a fost manevrat cu tractorul în condiții de exploatare cu adîncimea brazdei $h = 275$ mm. Tractorul a funcționat în viteza I-a. Înregistrarea oscilogramei s-a făcut cu un oscilograf, banda avînd viteza de 0,4 m/s (fig. 11).

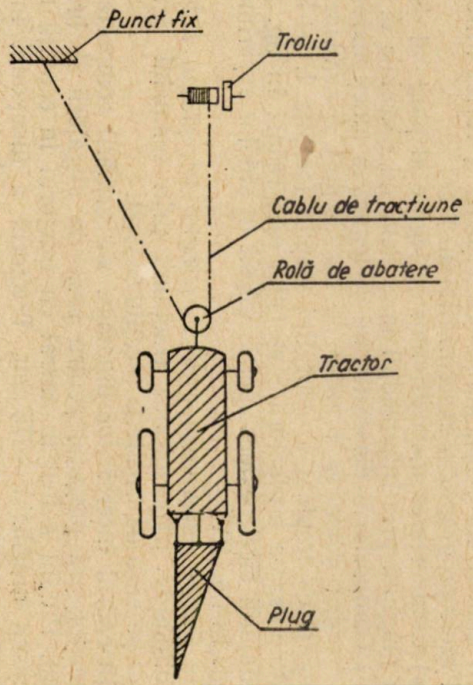

Punct fix
Troliu
Cablu de tracțiune
Rolă de abatere
Tractor
Plug

Fig. 8.

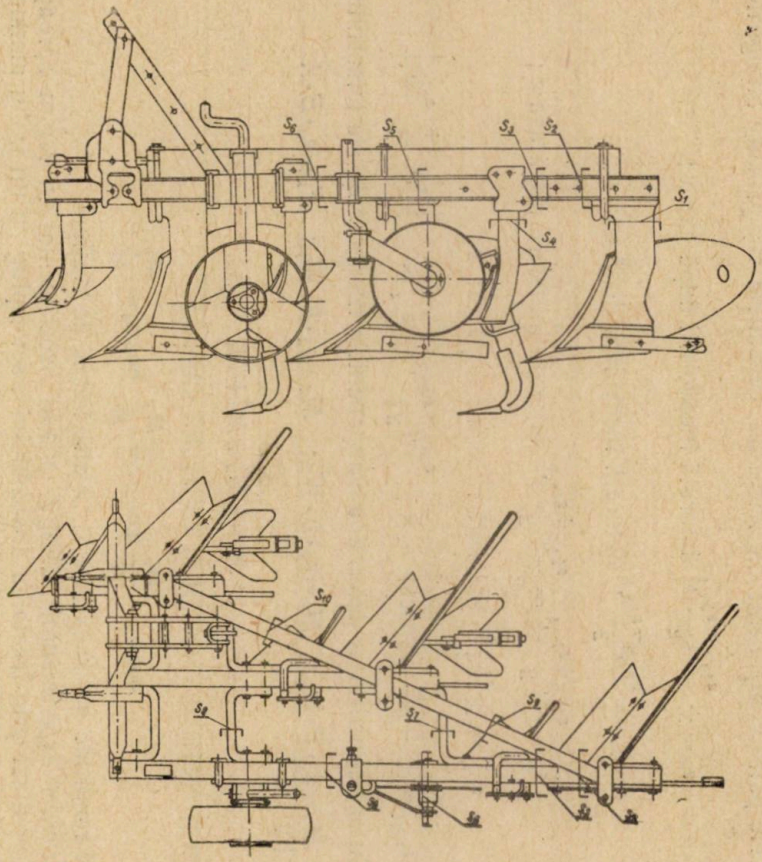


Fig. 9.

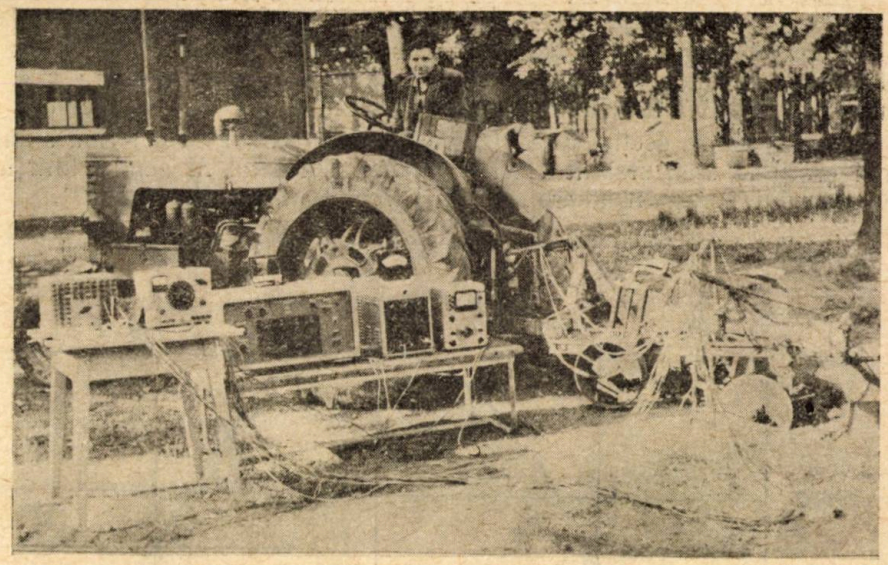


Fig. 10.

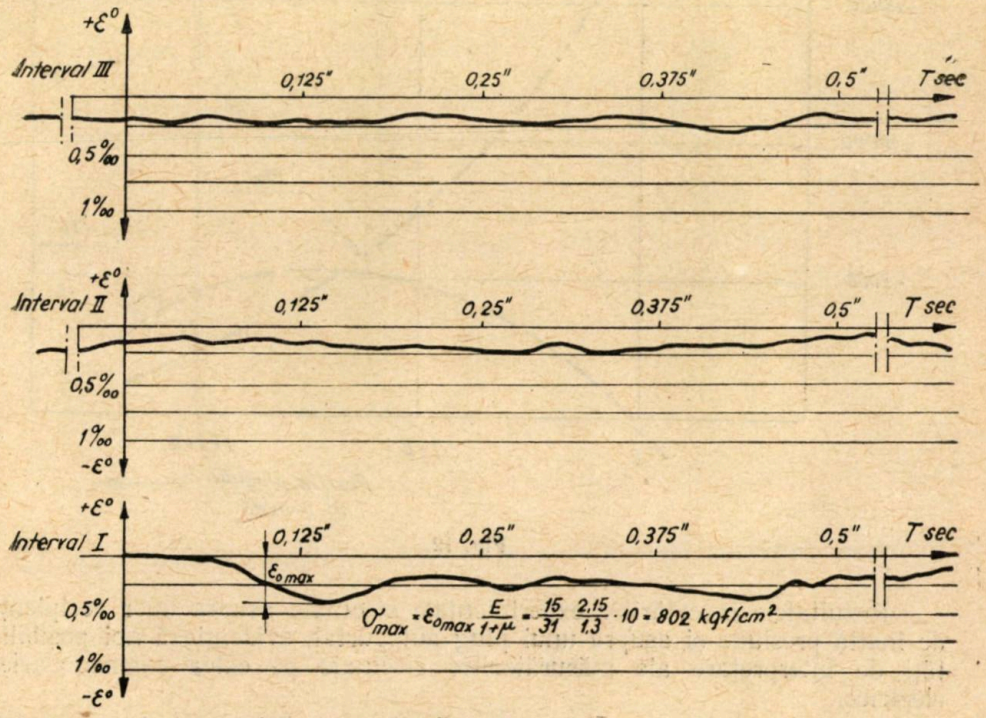

+ε°
Interval III
0,125"
0,25"
0,375"
0,5"
T sec
0,5‰
1‰
+ε°
Interval II
0,125"
0,25"
0,375"
0,5"
T sec
0,5‰
1‰
-ε°
+ε°
Interval I
0,125"
0,25"
0,375"
0,5"
T sec
ε0max
0,5‰
σmax = ε0max E/(1+μ) = 15/31 2,15/1,3 · 10 = 802 kgf/cm²
1‰
-ε°

Fig. 11.

În cazul plugului studiat, rezultatele teoretice obținute mai sus au fost aplicate la următoarele secțiuni : S_3 și S_4 pentru cazul montării a 4 traductori și S 5, 6, 7, 8, 9, 12, 13 pentru cazul montării a 2 traductori.

Astfel, pentru secțiunea S_3 (bară de profil NCP 1 cu o formă similară unui profil I) s-au stabilit valorile momentului total M pentru funcționarea glugului, corespunzătoare angajării treptate în brazdă (fig. 12).

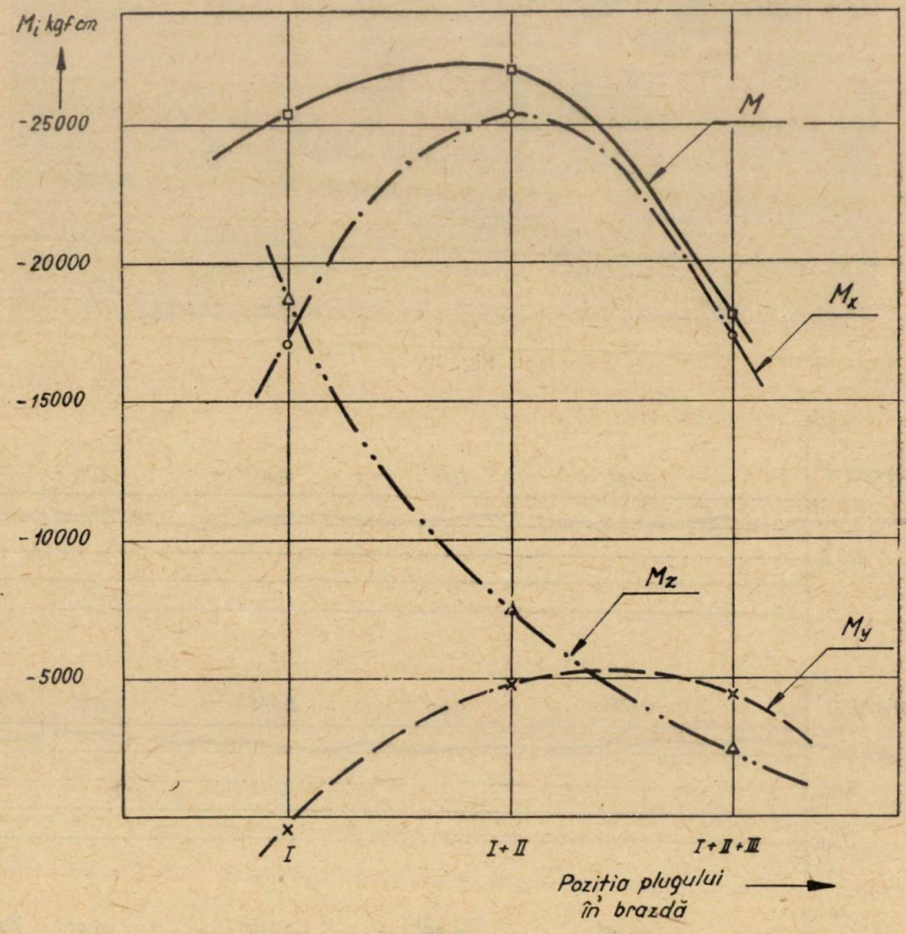


Fig. 12.

Rezultatele cercetărilor experimentale efectuate asupra unor recipienți de înaltă presiune și asupra unui plug autopurtat, evidențiază noi posibilități de interpretare ale măsurătorilor efectuate pe calea extensometriei electrice.

Aceste posibilități se referă la stabilirea coeficientului de siguranță real, precum și a torsorului de forțe, ce apar în secțiunea analizată.

Se menționează că la stabilirea coeficientului de siguranță real este necesară cunoașterea limitei de rupere sau curgere a materialului din care s-a confecționat elementul de rezistență.

BIBLIOGRAFIE

1. M. M. Filonenco-Borodici, *Curs de rezistența materialelor*, Partea II-a, Editura tehnică, 1952.
2. K. Fink și C. Rohrbach, *Handbuch der Spannungs- und Dehnungsmessung*, Düsseldorf, 1958.
3. Ruzho Zdenek, *Elektrické odporavé tensometry*, Praha, 1958.
4. M. Heteny, *Handbook of experimental stress analysis*, Chapmann-Hall, London, 1950

К РАССМОТРЕНИЮ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭКСТЕНСОМЕТРИИ ДЛЯ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

(РЕЗЮМЕ)

Работа выявляет два новых направления в изучении электрической экстенсометрии, для промышленности.

Рассматривается определение действительного коэффициента запаса для резервуара работающего при высоких давлениях, затем намечаются теоретические возможности определения торсона внешних сил, действующих в сечении элементарного сопротивления, на основании измерения деформаций. Полученные результаты применяются к сечению металлической конструкции самоходного плуга, испытанного в различных режимах работы. Одновременно уточняется экспериментальная методология примененная в обоих случаях.

SUR CERTAINES ÉTUDES D'EXTENSOMÉTRIE ÉLECTRIQUE EFFECTUÉES POUR L'INDUSTRIE

(RÉSUMÉ)

On y met en évidence deux nouveaux aspects des recherches d'extensométrie électrique, effectuées pour l'industrie.

On analyse d'abord le problème de la détermination du coefficient réel de sécurité pour le cas d'un récipient de haute pression, puis on fait voir les possibilités théoriques d'établir le torseur des forces extérieures qui agissent sur une section d'un élément de résistance, en se basant sur les mesures de déformation.

Les résultats obtenus sont appliqués à certaines sections de la construction métallique d'une motocharrue expérimentée dans des régimes de fonctionnement différents ; en même temps on donne des précisions sur la méthode expérimentale utilisée dans les deux cas.

STABILIREA REGIMULUI OPTIM DE TRATAMENT TERMIC PENTRU POANSOANELE DIN OȚEL ROMINESC W 23

DE

GH. CRISTODORESCU, I. CARȚIS, I. VEGA și I. RADU

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

Prezenta lucrare are ca scop să stabilească regimul optim de tratament termic al sculelor executate din oțel W 23 STAS 3611-58. Compoziția chimică a acestui oțel este :

C	Mn max.	Si	Cr	Ni	W	V	Mo	Co.
0,45–0,55	0,40	0,5–0,8	1–1,3	–	2–2,5	0,15–0,30	–	–

După cum se vede acesta este un oțel slab aliat, cu un conținut mediu în carbon. Structura inițială (în stare recoaptă) dată în fig. 1, prezintă pe fondul sorbitic carburi în cantități mici.

Punctele critice Ac_1 și Ac_3 au fost determinate prin metoda dilatometrică. Probele dilatometrice au fost încălzite într-un dilatometru, cu o viteză de 1°/min.

După cum rezultă din curba dilatometrică din fig. 2, punctele critice Ac_1 și Ac_3 au valori 800 °C și respectiv 850 °C.

Fig. 1.

În continuare s-a urmărit influența temperaturii de încălzire la călire asupra durității. În acest scop probele au fost încălzite între 800° și 1 000 °C, din 30 în 30 °C și răcite apoi în ulei. Variația durității funcție de temperatura de încălzire, este dată în fig. 3.

Maximul de duritate după călire, este cuprins în intervalul de temperaturi de 850—890 °C. Acest lucru se explică prin aceea că sub 850 °C, adică între Ac_1 și Ac_3 avem în prezență pe lîngă soluția austenitică și ferita, care la răcire rapidă nu se transformă în martensită. Ferita avînd

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA 1848

duritate scăzută va influența în sensul scăderii durității pe secțiunea probei. Încălzirea peste 890 °C (900 °C) duce la obținerea unei cantități mai mari de austenită reziduală care are ca efect tot scăderea durității.

Pentru a urmări efectul tratamentului termic asupra rezilienței, s-a lucrat cu un număr mare de probe de reziliență de mărime 10×10×55 con-

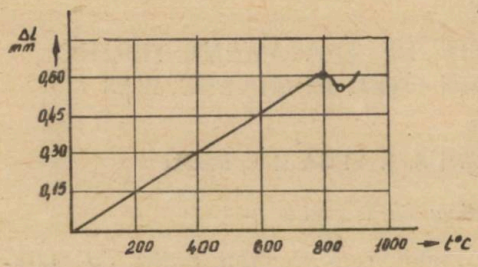


Fig. 2.

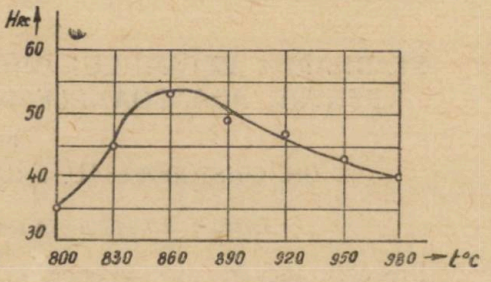


Fig. 3.

form STAS. Acestea au fost încălzite pentru călire la temperaturile 830, 860, 890, 920, 950 și 980 °C, într-un cuptor electric cu cameră. Timpul de menținere a fost de 15 min, iar călirea s-a făcut în ulei.

La intervalul de maxim 1 h după călire, probele au fost supuse revenirii. Revenirea s-a făcut într-un cuptor de tip Herauss, cu circulație forțată de aer. Temperaturile de revenire au fost 180, 220, 260, 300, 340, 380, 420, 460, 500, 540, 580 °C.

După o menținere de 1 h la temperaturile respective probele au fost răcite în ulei, aer sau cuptor. După revenire s-a măsurat din nou duritatea și s-au trasat curbele de variație a durității cu temperatura de revenire pentru diferitele temperaturi de călire. Acestea sînt redate în fig. 4, *a*—4*e*.

Se observă o creștere a durității în intervalul 340—400 °C la revenire pentru toate temperaturile de călire, iar pentru temperaturile ridicate de călire (950—980 °C) și o creștere pe la 500 °C.

Creșterea durității în primul interval de temperatură, explică apariția fragilității de revenire (cum se va vedea mai tîrziu) iar pentru cel de-al doilea, arată că și la oțelul W 23 cînd avem după călire multă austenită reziduală, apare călirea secundară (fig. 4, *d*—4 *e*).

În urma încercărilor de reziliență s-au ridicat curbele de variație a rezilienței cu temperatura de revenire, pentru diferitele temperaturi de călire. Acestea sînt date în fig. 5, *a*—5*e*.

Urmărind aceste curbe se observă că pentru toate temperaturile de călire, apare fragilitatea de revenire în intervalul 340—400 °C și că ea nu poate fi înlăturată pentru niciuna din condițiile de răcire după revenire.

Apariția fragilității de revenire se explică prin aceea că în acest interval de temperaturi are loc transformarea unei cantități din austenită reziduală în martensită, transformare care este însoțită de creșterea durității după cum se vede și în fig. 4, *a*—*e*.

Totodată transformarea e însoțită și de o creștere a tensiunilor structurale, tensiuni caracteristice transformării austenitei în martensită.

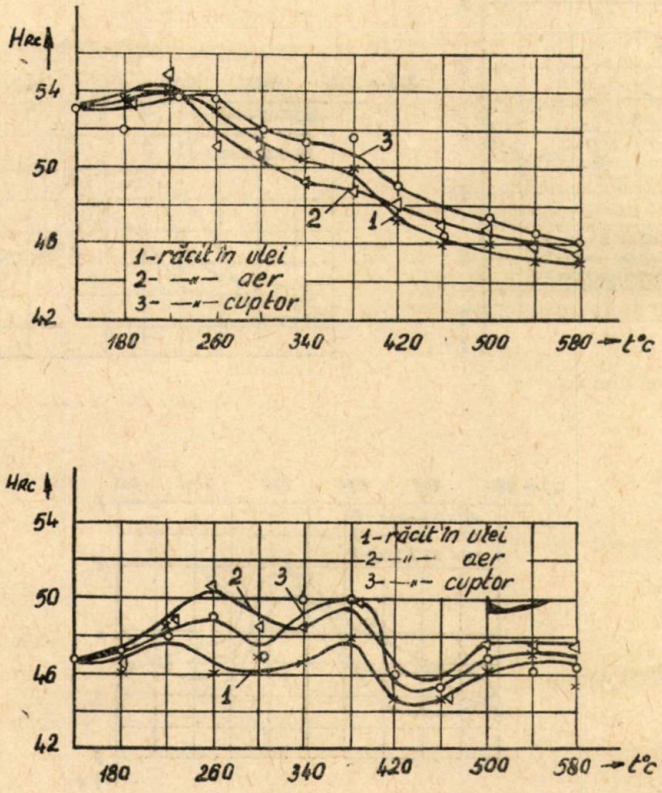
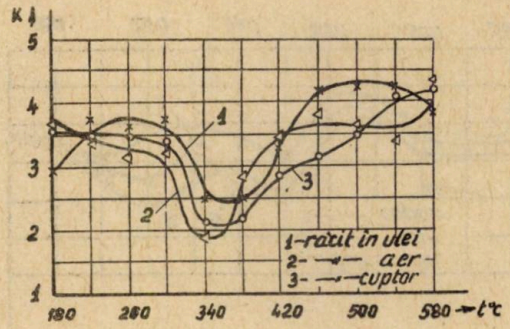

Hrc
54
50
46
42
180
260
340
420
500
580
t°c
1-răcit în ulei
2- -"- aer
3- -"- cuptor

Fig. 4.


K
5
4
3
2
1
180
260
340
420
500
580
t°C
1-răcit în ulei
2- —"— aer
3- —"—cuptor

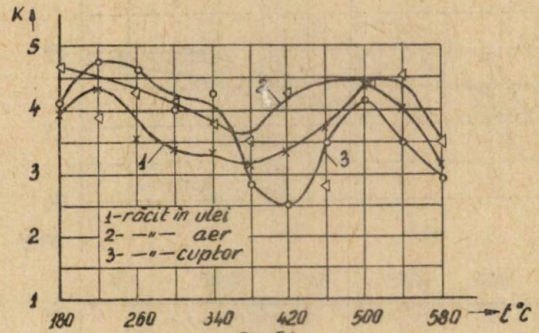
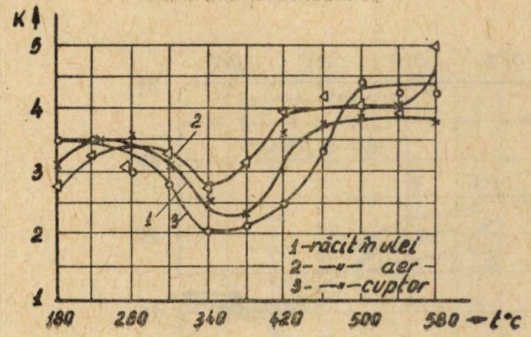
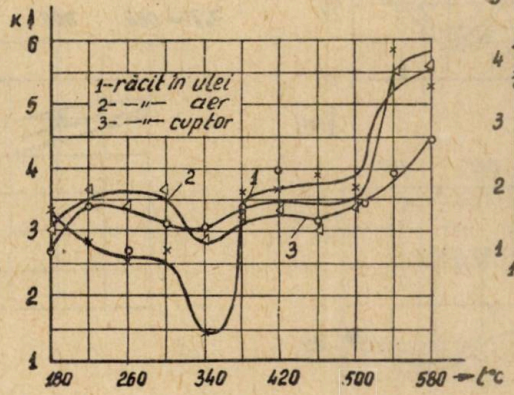

K
5
4
3
2
1
180
260
340
420
500
580
t°C
1-răcit în ulei
2- —"— aer
3- —"—cuptor

Fig. 5b


K
5
4
3
2
1
180
260
340
420
500
580
t°C
1-răcit în ulei
2- —"— aer
3- —"—cuptor


K
6
5
4
3
2
1
180
260
340
420
500
580
t°C
1-răcit în ulei
2- —"— aer
3- —"— cuptor

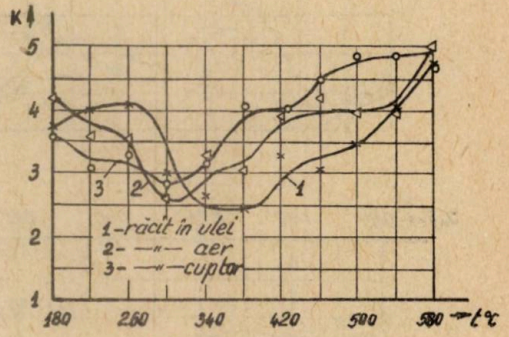

K
5
4
3
2
1
180
260
340
420
500
580
t°C
1-răcit în ulei
2- —"— aer
3- —"—cuptor

Fig. 5.

Prezența acestor tensiuni are ca efect o scădere însemnată a rezilienței după cum s-a văzut în fig. 5, *a—e*.

Se mai observă că odată cu creșterea temperaturilor de încălzire la călire, crește și reziliența după revenire între 500—600 °C.

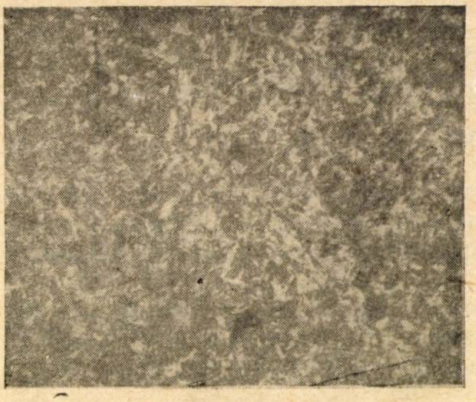


Fig. 6.

Fig. 7.

STAS-ul indică următorul tratament termic pentru sculele din oțel W 23 : călire la 850—900 °C cu răcire în ulei urmată de revenire între 200—250 °C pentru scule aşchietoare, ştanțe etc., ce lucrează la rece, sau 550—600 °C, pentru scule de şoc ce lucrează la cald.

Rezultatele lucrării arată că, pentru scule ce lucrează la şoc la temperatura ambiantă, călirea se face între 850—900 °C cu răcire în ulei ; revenirea se face între 200—250 °C, cu răcire în aer liniştit, ceea ce este în concordanță cu STAS-ul. Pentru sculele ce lucrează la şoc, la cald, călirea se va face la 950° cu răcire în ulei, urmată de revenire între 550—600 °C cu răcire în aer sau cuptor, deoarece atît duritatea cît mai ales reziliența cresc simțitor în acest caz.

De asemeni rezultatele contrazic unele tratate care recomandă pentru revenire şi intervalul de temperatură 300—350 °C, interval în care apare fragilitatea de revenire.

Structura după călire la 950 °C este dată în fig. 6, iar structura după călire la 950 °C şi revenirea la 550 °C, cu răcire în aer, e dată în fig. 7.

CONCLUZII

1. Tratamentul termic al sculelor din oțel W 23, ce lucrează la şocuri la temperatură ambiantă, constă dintr-o călire între 850—900 °C cu răcire în ulei, şi revenire între 200—250 °C cu răcire în aer liniştit. Pentru sculele ce lucrează la şoc la cald, călirea se va face între 950—980 °C cu răcire în ulei, urmată de revenire între 550—600 °C cu răcire în aer sau cuptor.

2. Pentru călire la temperatură peste 900 °C și revenire între 500—600 °C la oțelul W 23 apare călirea secundară.

3. Pentru toate temperaturile de călire, la revenirea între 300—400 °C, apare fragilitatea de revenire, care nu dispare, indiferent de viteza de răcire după revenire.

УСТАНОВЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОГО РЕЖИМА ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ПУАНСОНОВ ИЗ РУМЫНСКОЙ СТАЛИ W 23

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматривается влияние температуры закала и отпуска на твердость и ударное сопротивление данной стали, и устанавливается оптимальный режим термической обработки инструмента изготовленно 20 из стали W 23.

Также указывается что при нагреве свыше 900° с последующим отпуском появляется «вторичная закалка», а при отпуске в 300—400 °Ц появляется хрупкость которую не удалось удалить ни при каких условиях охлаждения.

ÉTABLISSEMENT DU RÉGIME OPTIMUM DE TRAITEMENT THERMIQUE POUR LES POINÇONS EN ACIER ROUMAIN W 23

RÉSUMÉ

Dans ce travail on recherche l'influence de la température de trempe sur la dureté et la résilience de l-acier respectif et on détermine le régime optimum de traitement thermique pour les outils exécutés en acier W 23.

En concluant on montre que pour des chauffages à des températurés dépassant 900 °C et pour revenu à haute température, apparaît „la trempe secondaire" ; pour le revenu entre 300° et 400 °C l'acier respectif présente la fragilité de revenu, fragilité qui ne peut pas être écartée dans les conditions différentes de refroidissement.

CU PRIVIRE LA INFLUENȚA TRATAMENTELOR TERMICE ASUPRA COMPORTĂRII UNOR ALIAJE DE PISTOANE LA TEMPERATURA DE FUNCȚIONARE

DE

DREUCEAN A., BAGIU I., SPOREA I.

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

Aliajele complexe de aluminiu prezintă în funcție de temperatură variația limitei de solubilitate a soluției solide de componente de aliere (Cu, Ni, Si, Mg etc.) în aluminiu. Limita de solubilitate scade în funcție de temperatură. Prin încălzire în domeniul soluției solide cu o menținere în timp corespunzător, urmată de o răcire rapidă, se obține la temperatura mediului ambiant o soluție solidă suprasaturată în afară de echilibru. Se creează prin aceasta, premiza posibilității durificării disperse prin tratamentul termic cunoscut (îmbătrînire artificială), sau chiar la temperatura mediului ambiant în timp (îmbătrînire naturală).

Literatura de specialitate susține necesitatea obținerii fenomenului de durificare dispersă prin tratament termic artificial pentru care dă soluțiile cunoscute pentru alegerea celor mai adecuate aliaje pretabile în cea mai mare măsură la tratamentul termic artificial și de asemenea dă rețelele tratamentelor termice corespunzătoare. Această problemă este dezbătută în amploare rezultînd concluzii evidente în ceea ce privește obligativitatea tratamentului termic. Aceasta în scopul obținerii de proprietăți mecanice maxime (duritate, rezistență) care incontestabil sînt realizate prin tratament termic pentru temperatura mediului ambiant.

Ținînd cont de creșterea proprietăților mecanice prin tratament termic, literatura de specialitate recomandă în mod unanim aplicarea tratamentului termic de durificare dispersă artificială și la aliajele complexe de aluminiu folosite la fabricația pistoanelor motoarelor cu combustie internă. Acestea însă în timpul funcționării sînt supuse la solicitări termice. Temperatura de funcționare a pistoanelor variază în funcție de regiunea de pe piston și bineînțeles de felul motorului și de condițiile de exploatare. Temperatura maximă după [1], [2], [3], la capul pistonului este de 350 °C pentru motoare de tip Otto.

Este cunoscut că proprietatea unui metal de a forma soluții solide crește cu temperatura. În cazul în care soluțiile solide călite, care sînt stabile din punct de vedere, termodinamic numai la temperaturi superioare liniei de solubilitate, se revin prin încălzire continuă, ele parcurg fazele de transformare de la starea în afară de echilibru, la starea de echilibru. Separarea

fazelor dizolvate se face treptat în funcție de temperatură, precipitarea lor făcîndu-se complet îndată ce s-a depășit o anumită temperatură critică. Cantitatea și mărimea fazelor precipitate depind de temperatura și durata de revenire.

În această ipoteză pistoanele pentru motoare cu combustie internă a căror temperatură de exploatare, este relativ ridicată, se prezintă a fi obiectul unor cercetări care vin să elucideze o problemă ce apare în literatură sub două aspecte contradictorii și anume: pe de o parte se impune ca fiind obligatoriu tratamentul termic artificial, pe de altă parte din teoria transformărilor la încălzire rezultă în funcție de timp și temperatură un efect de atenuare treptată a proprietăților dobîndite prin călire și revenire artificială.

Totodată efectele dobîndite prin tratamentul termic artificial, sînt valabile pentru temperatura mediului ambiant și nu pentru temperaturile de funcționare ale pistoanelor.

În consecință, ne-am propus să determinăm influența temperaturii și timpului de menținere asupra proprietăților (duritate) unor aliaje tratate termic artificial și comparativ cu acestea, asupra acelorași aliaje netratate,

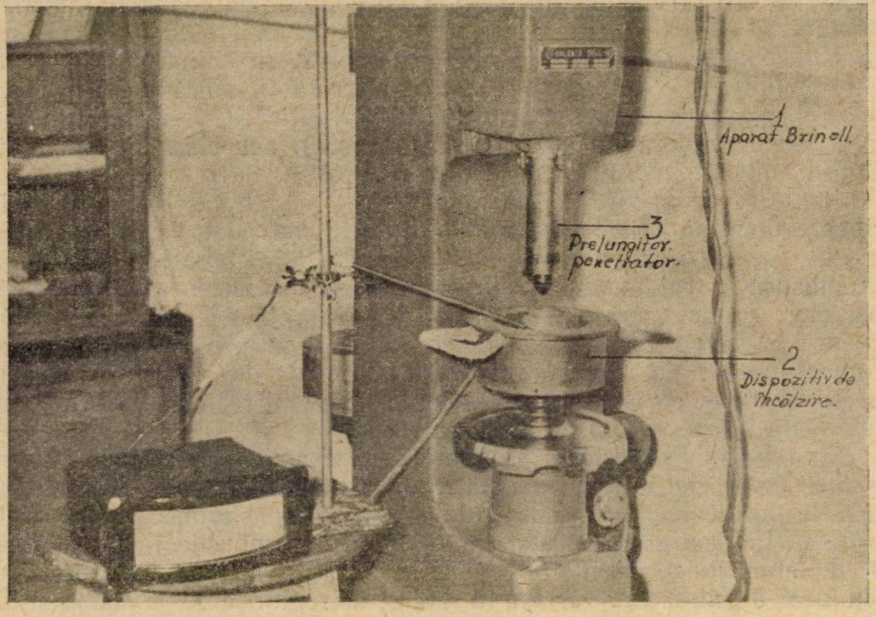


Fig. 1. Dispozitivul pentru încălzire, montat pe aparatul Brinel.

pentru a stabili măsura în care tratamentul termic artificial este, sau nu necesar pentru situația mai sus amintită.

Încercările au constat din încălzirea continuă a epruvetelor, pînă la temperatura de 325 °C, cu luarea durităților la anumite intervale de temperatură.

Încălzirea epruvetelor, s-a făcut într-un creuzet metalic, conceput de colectivul nostru și realizat în cadrul catedrei.

Creuzetul, încălzit prin rezistențe electrice plasate pe suprafața sa laterală și parțial pe fundul acestuia, a fost astfel construit încît să permită luarea corectă a durităților. Ca mediu de încălzire a fost utilizat un aliaj de tip Wood cu temperatura de topire de 70—80 °C. Pentru a putea lua durităților, bila a fost montată într-un prelungitor, fig. 1, poz. *3*.

Temperatura s-a măsurat cu ajutorul unei termocuple, a cărui capăt a fost introdus într-un alezaj cu ϕ 1,5 mm practicat în epruvetă. Durităților au fost determinate pe epruvete turnate în cochilă. Aliajele asupra cărora s-au făcut încercările, au notațiile precum și compoziția chimică în tabela 1.

Tabela 1

Nr. crt	% elem. / Tip aliaje	Si	Cu	Mn	Ni	Mg	Fe	P	Al
1	A (γ)	0,56	4,22	—	2,00	1,500	0,23	—	rest
2	B (Si-Cu)	5,75	5,91	0,260	0,28	0,470	0,25	0,03	rest
3	C (Silumin)	12,25	0,86	0,832	—	0,893	0,29	0,03	rest

La toate încercările s-a folosit inițial porțiunea epruvetelor situate înspre maselotă (porțiunea *1*), fig. 2.

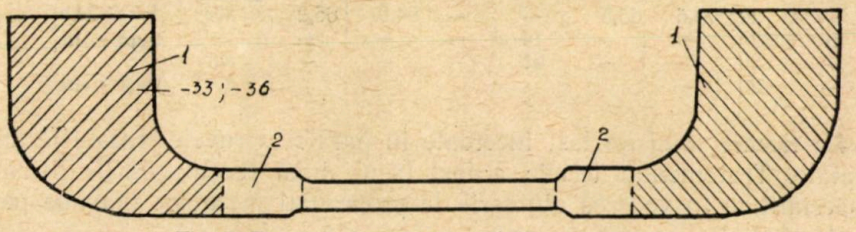


Fig. 2. Epruveta turnată în cochilă cu maselotă.

Aceasta a prezentat dezavantajul obținerii unor valori de duritate mai mici decît cele obținute pe epruvetele situate în porțiunea *2* asupra căreia s-au făcut încercări suplimentare la aliajele de tipul A și C. La primul ciclu pentru fiecare aliaj s-au făcut determinări de duritate și la încălzire continuă între 20 °C și 325 °C la valori ale temperaturii de 20° ; 60° ; 100° ; 150° ; 200° ; 250° ; 300° și 325 °C. După răcire în aer, s-au luat durităților redobîndite la rece (20 °C). La ciclurile următoare s-au determinat durităților la temperatura de 325 °C după un anumit timp de menținere la această temperatură. Aceste cicluri de încălzire s-au făcut cu scopul de a studia aliajele respective în condiții similare cu cele din exploatare. După fiecare ciclu de încălzire s-au luat durităților la rece (20 °C). Valorile rezultate din încercări sînt trecute în tabela 2, după care s-au trasat diagramele din fig. 3 *a, b, c*.

Tabela 2

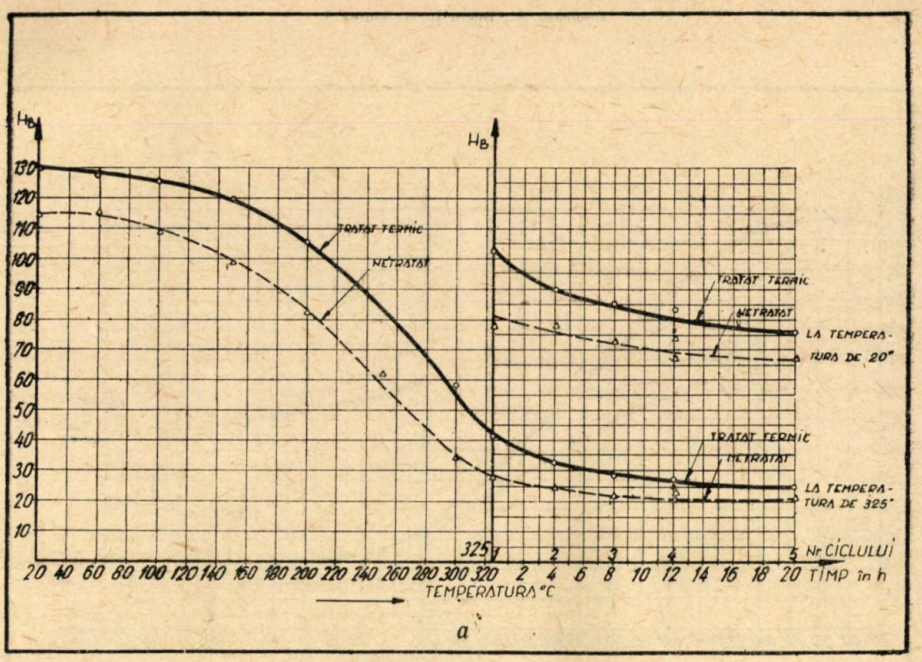
Nr. crt.	Condițiile în care s-a luat duritatea		Valorile durităților în H_B pentru aliajele studiate						Condițiile de răcire	Cînd s-a efectuat măsurarea	Observații
	Menținere în h	Temperatura în °C	A (y)		B (33)		C (19—20)				
			Tr. T	N	Tr. T	N	Tr. T	N			
1	—	20	130	114	125	102,5	135	92,8	—		
2	—	60	127	115	117		133	90,7	—		
3	—	100	125	108	105		136	84,9	—		
4	—	150	119	97,2	95,5		117	78,7	—		
5	—	200	105	81,5	77		92,8	68,8	—		
6	—	250	102	61,5	65+		74,7	—	—		x242 °C
7	—	300	58,1	31,5	33,5		42,5	35,8	—		
8	—	325	41,5	27,7	19	21,4	29,9	28,4	—		
9	—	20	102	76	69+	71,6	82,5	80,5	aer	După 24 h	
10	4	325	32,6+	23,9+	—	18,8	24,5+	27+	—	După 24 h	
11	—	20	89,7	77,5	—	67,5	77	73,2	aer		
12	4	325	28,6	21,5	17+	—	22	22,5	—		Menț. 1 h
13	—	20	84,9	71,7	74,1	—	72	72,4	aer		
14	4	325	27	22,6	17,1+	—	19,1	21,8	—		Menț. 2 h
15	—	20	83	73,2	66,8	—	71	69,5	aer		
16	—	20	75,9++	66,5	—	—	67,3+	67,5+	+în cuptor de la 325 °C	După 24 h	
17	—	325	24,7	20,5	—	—	18,4	21	—		
18	8	325	24,8	20,5+	16,9	17,7	18,1	19,5	—		Menț. 4 h
19	—	20	75,7	74	+57	68,5	66,2	68,8+	+în cuptor de la 325°C	După 24 h	
20	—	20	73,6	66,5	—	—	64,9	66,2	aer	După 24 h	
21	10	325	—	—	14	—	—	—	—	După 2 zile	
22	—	20	—	—	61	—	—	—	aer		
23	—	20	—						aer	După 30 zile	

La fiecare aliaj au fost încercate în paralel epruvete tratate termic și netratate. Tratamentul termic a fost făcut după recomandările literaturii de specialitate în vederea obținerii de proprietăți mecanice maxime pentru aliajele studiate.

Din valorile trecute în tabela 2 și diagramele din fig. 3, *a*, *b*, *c*, se observă că pentru aliajul de tip A(y), fig. 3, *a*, la încălzirea continuă pînă la 325 °C duritatea scade atît la aliajul tratat cît și la cel netratat, pierderea de duritate este mai mare la aliajul tratat, ajungînd la 325 °C, față de cel netratat la o diferență de 13,8 H_B, comparativ cu diferența durității inițiale de 16 H_B.

În continuare, reiese din diagramă, că valorile de duritate redobîndite la rece, după încălzire la 325 °C, sînt pentru aliajul tratat de 102 H_B, iar pentru cel netratat de 76 H_B.

Este de remarcat faptul că în urma încălzirilor repetate (aplicate în continuare) pînă la temperatura de 325 °C, cu anumit timp de menținere la temperatura respectivă, durităților aliajelor, tratate și netratate continuă să scadă, diferența dintre ele, micșorîndu-se treptat după cum reiese din tabela și diagramele sus menționate. Se observă că la temperatura de 325 °C,



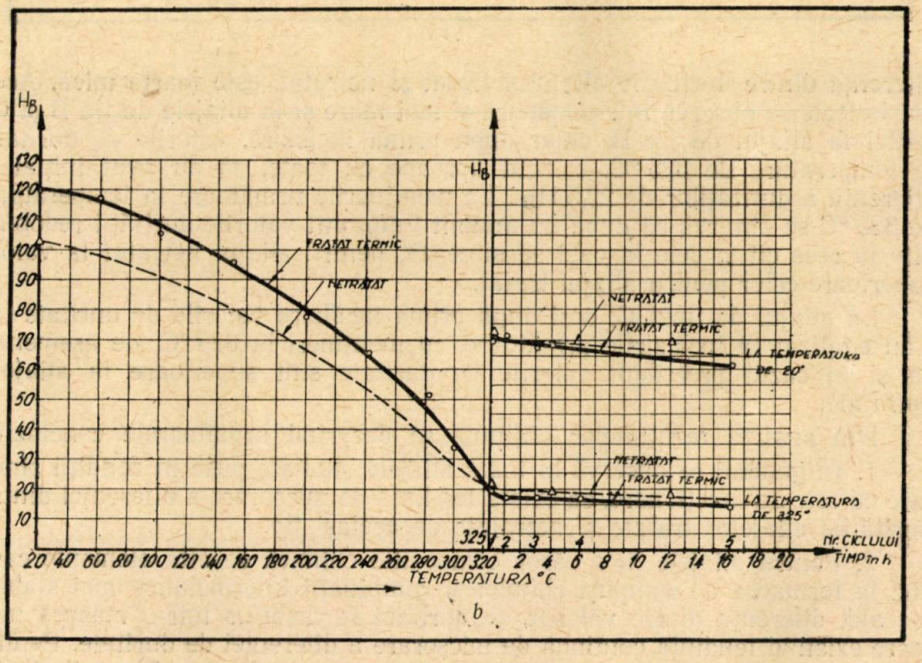
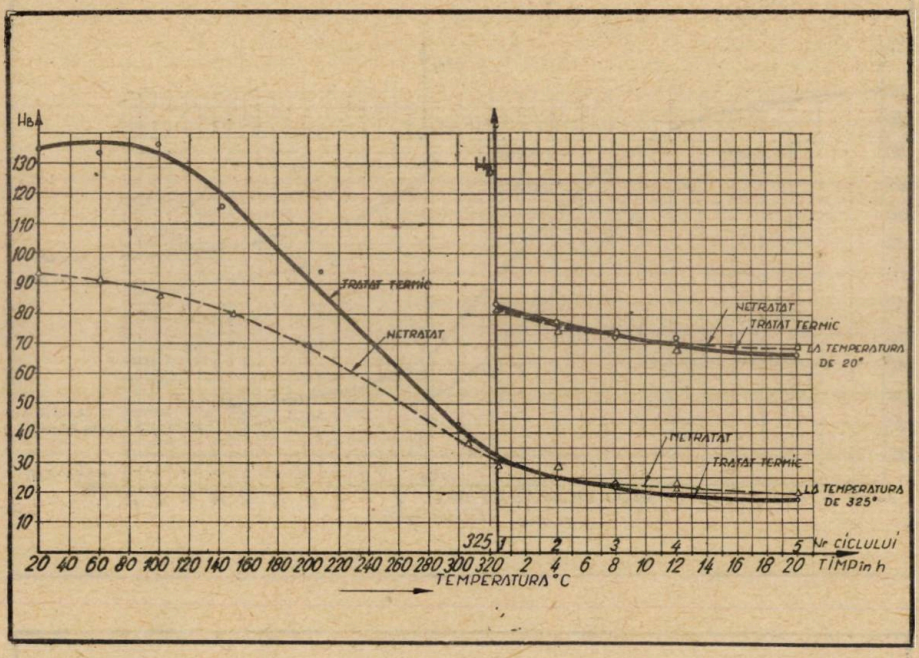


Fig. 3, *a*, *b*, *c*. Variația durității în funcție de temperatura de încălzire continuă, pînă la 325 °C și variația durității la temperatura de 325 °C și a durităților recîștigate la 20 °C, în funcție de numărul de cicluri și timpul de menținere la aliajele de tip A, B respectiv C.



diferența dintre durităţile aliajului tratat şi netratat, este foarte mică. Aceleaşi efecte se observă într-o măsură şi mai mare şi la aliajele de tip B şi C. Astfel la aliajul de tip B, chiar după prima încălzire, valorile de duritate la temperatura de 325 °C, coincid aproape cu toate, că au avut iniţial o diferenţă a durităţilor de 22,5 H_B. La menţinerile următoare la temperatura de 325 °C se observă că după un anumit timp, atît valorile durităţii redobîndite la rece cît şi cele la cald se situează, pentru aliajul netratat la valori superioare celor pentru aliajul tratat.

La aliajul de tipul C, deşi după prima încălzire valorile de duritate nu s-au egalizat la încălzirile următoare, cu menţineri la 325 °C, de asemenea ca şi în cazul precedent valorile de duritate sînt superioare la aliajele netratate.

Din analiza rezultatelor obţinute se desprind următoarele concluzii:

1. În general se observă la toate aliajele studiate puse în condiţii similare cu cele de funcţionare, că există tendinţa de micşorare a diferenţei dintre durităţile aliajelor tratate şi netratate de acelaşi tip.

2. Pentru aliajele în a căror compoziţie chimică se află elemente care duc la formarea de compuşi chimici şi combinaţii intermetalice mai stabile la cald, diferenţa dintre valorile de duritate se menţine într-o măsură mai mare existînd tendinţa continuă de micşorare a diferenţei de duritate. Pentru aliajele în a căror compoziţie se găsesc elemente care formează constituienţii mai puţin stabili la cald, tendinţa de apropiere a durităţii, este mai evidentă, chiar după primul ciclu de încălzire.

Valorile absolute obținute în final nefiind esențial diferite între diverse aliaje tratate sau netratate.

3. Din cele relatate mai sus se poate afirma că în cazul aliajelor complexe de aluminiu studiate care lucrează în condiții de solicitări termice, tratamentul termic de durificare dispersă, nu este justificat.

4. Deoarece determinarea durității la rece nu este edificatoare în privința comportării aliajului respectiv în exploatare la temperaturi ridicate, considerăm că prescripțiunile din standarde care impun o anumită duritate la rece, nu prezintă garanții suficiente pentru buna comportare a pistoanelor în exploatare.

BIBLIOGRAFIE

1. Marin Bănărescu, *Motoare cu combustie internă*, Vol. II, Edit. Tehnică București, 1959.
2. Hans List, *Gemischbildung und Verbrennung im Dieselmotor*, von Dr. Ing. Anton Pischinger. Wien Verlag von Iulius Springer, 1939.
3. Prof. ing. Alex. Domșa, Conf. ing. Alex. Chișu, Ion Trebonius, *Pistoane*, Ed. Tehnică, București, 1961.

ВЛИЯНИЕ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ПОВЕДЕНИЕ НЕКОТОРЫХ СПЛАВОВ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПОРШНЕЙ, ПРИ РАБОЧЕЙ ТЕМПЕРАТУРЕ

(РЕЗЮМЕ)

Произведено изучение изменения твердости трех сплавов алюминия для поршней (обработанных термически и необработанных), в зависимости от температуры нагрева, в условиях подобных их работе в эксплуотации.

На основании произведенных испытаний установлено, что эффект термической обработки исчезает благодаря повторным нагревам и выдержке поршня при температуре эксплуатации (325 °C).

RELATIVEMENT À L'INFLUENCE DES TRAITEMENTS THERMIQUES SUR LE COMPORTEMENT DE CERTAINS ALLIAGES POUR CONFECTION DE PISTONS À LA TEMPÉRATURE DE FONCTIONNEMENT

(RÉSUMÉ)

On y a efectué l'étude de la variation de la dureté sur trois alliages d'aluminium pour pistons (traités thermiquement et non traités) en fonction de la température de chauffe, dans des conditions similaires à celles du fonctionnement des pistons en exploitation.

Il résulte, des essais effectués, une annihilation de l'effet de traitement thermique par des chauffages répétés et par des maintiens à la température d'exploitation (325°) du piston.

STUDIUL HIDRAULIC AL GOLIRILOR VENTURI PENTRU BARAJE

DE

V. GHEORGHIU

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

Conductele scurte de tipul Venturi (fig. 2) pot servi în anumite condiții ca dispozitive de golire pentru baraje. Problema dimensionării hidraulice a acestor goliri nu este încă sistematizată în literatura de specialitate, deși „Venturimetrul" este binecunoscut ca aparat pentru măsurarea debitelor.

În lucrarea de față se va aduce o contribuție în hidraulica golirilor de tip Venturi, aplicînd metodele analizei dimensionale și ale similitudinii hidrodinamice.

1. ECUAȚIA CRITERIALĂ A AJUTAJULUI VENTURI

Se vor utiliza următoarele notații (fig. 1, 2, 3 și 4):

D, D_1, D_2 — diametre,

$\Delta^2 = D_1^2 D_2^{-2}$ — raportul secțiunilor difuzorului,

L — lungimea difuzorului,

l, l_1, l_2 — abscise, măsurate de la vîrful suprafeței conice a difuzorului,

δ — rugozitatea absolută,

$K_1 = \delta D_1^{-1}$ — rugozitatea relativă,

α — unghiul difuzorului,

$\lambda = 0{,}11\, K_1^{0{,}25}$ — coeficient de rezistență Darcy,

ζ — coeficientul pierderii de sarcină la intrare,

h_r — pierderea de sarcină în difuzor,

v_1, v_2, v — viteze medii,

p, p_a — presiune, presiune atmosferică,

R_{e1} — numărul Reynolds în secțiunea minimă,

ν — coeficientul cinematic de viscozitate al apei,

H — sarcina netă,

F_{r1} — numărul lui Froude în secțiunea minimă,

m_1, m_2 — coeficienții de debit ai conductei Venturi,
γ — greutatea specifică a apei,
$h_v=(p_a-p_1)\gamma^{-1}$ — sarcina vidului parțial, măsurată în coloană de apă,
$\chi=h_vH^{-1}$ — parametrul adimensional al vidului,
Q — debit volumetric.

Regimul de similitudine al golirilor divergente se poate stabili pe baza diagramelor $m(Re_1)$, construite pentru venturimetre [1]. Se constată invarianța coeficientului de debit față de R_e pentru valori $R_{e1}>10^5$ (fig. 1). Date fiind vitezele mari de evacuare, rezultă că: *golirile venturi funcționează în cadrul similitudinii Froude.*

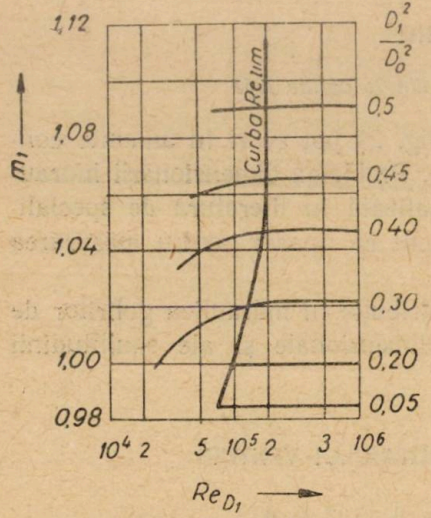


Fig. 1. Coeficientul de debit al venturimetrelor normale.

De exemplu, admițînd:

$$v_1=15\ \text{ms}^{-1};\quad D_1=1\ \text{m};$$

$$\nu_{10\,^\circ\text{C}}=1{,}3\cdot10^{-6}\ \text{m}^2\,\text{s}^{-1}$$

se obține:

$$R_{e_1}=v_1D_1\nu^{-1}=1{,}15\cdot10^7\gg10^5$$

O consecință imediată și importantă a acestei interpretări a diagramelor experimentale $m(R_e)$ la venturimetre, este „turbulența deplină" a curgerii și exprimarea coeficientului λ în zona pătratică a pierderilor de sarcină, prin relații de forma:

$$\lambda=\lambda(K)=CD^{-1/4}=0{,}11\,K^{1/4} \qquad (1)$$

Ultimul membru din (1) se obține prin transformarea adimensională a formulei lui Scobey [2] pentru tuburi de beton monolitice, turnate în forme metalice și avînd rugozitatea absolută a căptușelii $\delta=0{,}9$ mm la $D_1=2$ m.

Ecuația criterială a fenomenului rezultă din ecuația lui Bernoulli, aplicată în regim permanent între secțiunea amonte și secțiunea de ieșire a conductei Venturi (fig. 2):

$$H=\frac{v_2^2}{2g}+\zeta\frac{v_1^2}{2g}+h_r. \qquad (2)$$

Valabilitatea practică a relației (2) este funcție de explicitarea termenului h_r, care se poate scrie:

$$h_r=\int_1^2\lambda\frac{v^2}{2g}\frac{dl}{D}=A\int_1^2 f(l)\,dl \qquad (3)$$

în următoarele ipoteze:

— In domeniul numerelor Reynolds mari ($R_{e1} > 10^5$) și al unghiurilor mici de divergență ($\alpha < 8°$), regimul turbulent al difuzoarelor și al tuburilor cilindrice este similar;

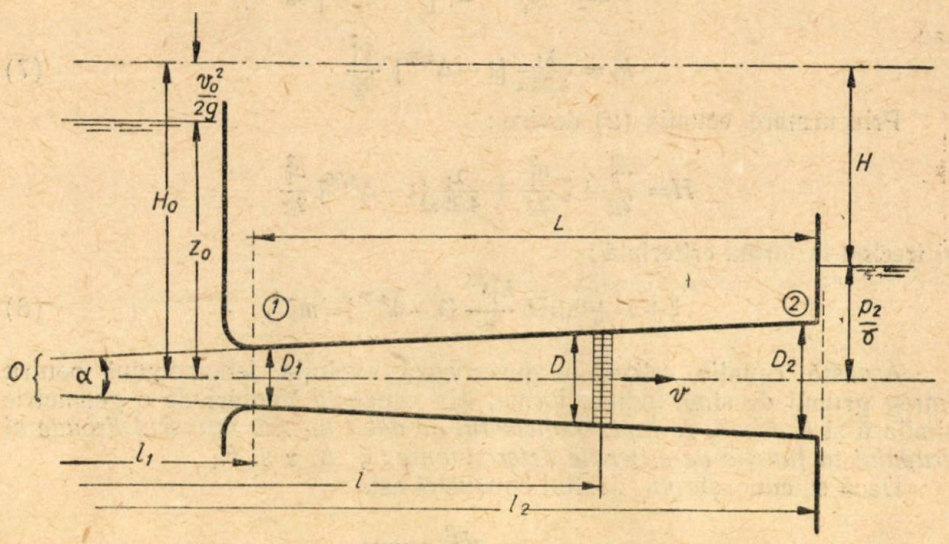


Fig. 2. Schema de calcul a conductei de golire Venturi.

— Pierderea h_r se obține prin integrarea pierderilor de sarcină din tronsoanele cilindrice elementare ale difuzorului, calculate cu formula cunoscută:

$$dh_r = \lambda \frac{dl}{D} \frac{v^2}{2g}. \tag{4}$$

Prima ipoteză se confirmă prin cercetările experimentale efectuate asupra difuzoarelor, privind stratul limită și distribuția vitezelor [3]; ipoteza a doua se verifică cu rezultate experimentale din literatura de specialitate.

In efectuarea integralei (3) se aplică formula (1), ecuația de continuitate:

$$v_1 D_1^2 = vD^2 = v_2 D_2^2 \tag{5}$$

și relațiile geometrice:

$$\frac{l_1}{D_1} = \frac{l}{D} = \frac{l_2}{D_2} = \frac{1}{\alpha} \tag{6}$$

cu următoarele operațiuni:

$$\int_1^2 \frac{\lambda}{2g} v^2 \frac{dl}{D} = C \frac{l_1^{5,25}}{D_1^{1,25}} \frac{v_1^2}{2g} \int_1^2 \frac{dl}{l^{5,25}} = \frac{A}{4,25} [l_1^{-4,25} - l_2^{-4,25}].$$

Ultima expresie se poate scrie :

$$h_r = \frac{1}{4{,}25} \cdot \frac{C}{D_1^{0{,}25}} \cdot \frac{l_1}{D_1} \left[1 - \frac{l_1^{4{,}25}}{l_2^{4{,}25}} \right] \frac{v_1^2}{2g}$$

sau

$$h_r = \frac{\lambda_1}{4{,}25\alpha} [1 - \Delta^{4{,}25}] \frac{v_1^2}{2g} \cdot \tag{7}$$

Prin urmare, ecuația (2) devine :

$$H = \frac{v_2^2}{2g} + \zeta \frac{v_1^2}{2g} + \frac{\lambda_1}{4{,}25\alpha} [1 - \Delta^{4{,}25}] \frac{v_1^2}{2g}$$

și trecînd la forma criterială :

$$\zeta + \Delta^4 + 0{,}026 \frac{K_1^{0{,}25}}{\alpha} [1 - \Delta^{4{,}25}] = m_1^{-2}. \tag{8}$$

Această ecuație criterială guvernează evoluția fenomenului pentru întreg grupul de similitudine, format din conducte Venturi de o geometrie similară și *exprimă, de fapt, coeficientul de debit* m_1 *sau numărul Froude al grupului în funcție de criteriile determinante* : ζ, Δ, α și K_1

Dacă se cunoaște m_1, debitul conductei este :

$$Q = m_1 \frac{\pi D_1^2}{4} \sqrt{2gH} \tag{9}$$

de unde :

$$m_1 = \frac{v_1}{\sqrt{2gH}} = F_{r1} \cdot \tag{10}$$

Pe baza ecuației (8) și în limita valabilității ipotezelor enunțate, s-a trecut la calculul curbelor $m_1 \left(\frac{L}{D} \right)$, pentru : $\alpha = 1°, 2°, \ldots, 6°$; $\zeta = 0{,}07$ și $\lambda_1 = 0{,}016$; cu următoarele rezultate înregistrate în tabela 1 și prezentate în fig. 3.

Parametrul $\frac{L}{D_1}$ se calculează din relația :

$$\frac{D_2 - D_1}{L} = \alpha \quad \text{sau} \quad \frac{L}{D_1} = \frac{1}{\alpha} \left(\frac{1}{\Delta} - 1 \right) \cdot \tag{11}$$

Din (8) și fig. 3, se deduce că liniile $m_1 \left(\alpha, \frac{L}{D_1} \right)$ au un punct comun pentru :

$$\frac{L}{D_1} = 0 \quad \text{și} \quad \Delta = 1, \quad \text{de ordonată} \quad m_0 = 0{,}967$$

și cîte o asimptotă paralelă cu axa absciselor, pentru :

$$\frac{L}{D_1} \to \infty \quad \text{și} \quad \Delta = 0,$$

distanța :

$$m_\infty = \left(\zeta + 0{,}026 \frac{K_1^{1/4}}{\alpha} \right)^{-1/2} \tag{12}$$

cu valorile :

α	1°	2°	3°	4°	5°	6°
m_∞	1,87	2,37	2,65	2,84	2,98	3,08

În legătură cu rezultatele obținute se pune și problema verificărilor experimentale. În acest domeniu, în literatura de specialitate se găsesc puține date iar cercetările proprii lipsesc. Cu toate acestea, P. G. Chiselev [4] indică o serie de valori ale coeficientului de debit de la ieșire, în cadrul

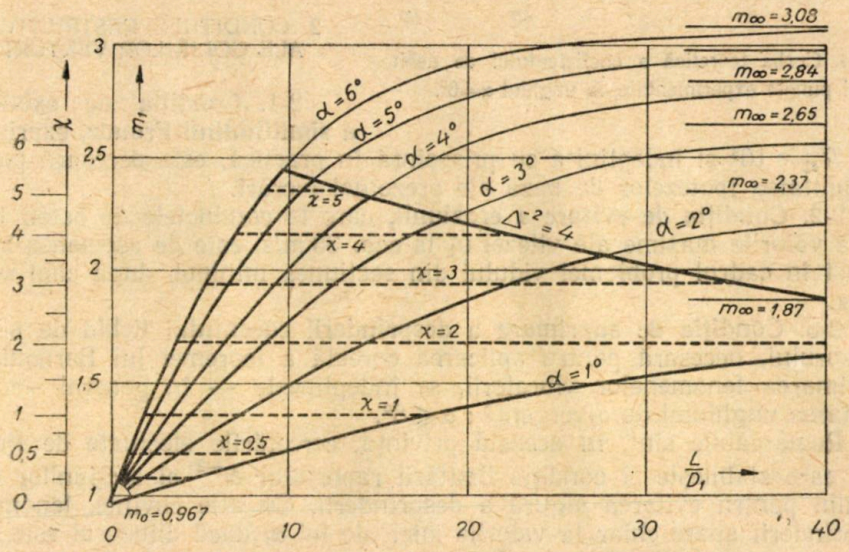


Fig. 3. Diagrama criterială a golirilor Venturi.

Tabela 1

Nr. crt	α	$\frac{L}{D_1}$	$\Delta=\frac{D_1}{D_2}$	m_1	Nr. crt.	α	$\frac{L}{D_1}$	$\Delta=\frac{D_1}{D_2}$	m_1
1		5	0,92	1,085	16		5	0,74	1,534
2	1°	10	0,85	1,195	17	4°	10	0,59	2,050
3		20	0,74	1,332	18		20	0,42	2,559
4	0,0175	30	0,67	1,518	19	0,0699	30	0,32	2,740
5		40	0,59	1,618	20		40	0,26	2,790
6		5	0,85	1,242	21		5	0,70	1,720
7	2°	10	0,74	1,493	22	5°	10	0,53	2,290
8		20	0,59	1,871	23		20	0,36	2,775
9	0,0349	30	0,49	2,115	24	0,0875	30	0,28	2,900
10		40	0,42	2,207	25		40	0,22	2,944
11		5	0,79	1,403	26		5	0,66	1,873
12	3°	10	0,66	1,782	27	6°	10	0,49	2,494
13		20	0,49	2,264	28		20	0,32	2,931
14	0,0524	30	0,35	2,530	29	0,105	30	0,24	3,030
15		40	0,32	2,563	30		40	0,19	3,055

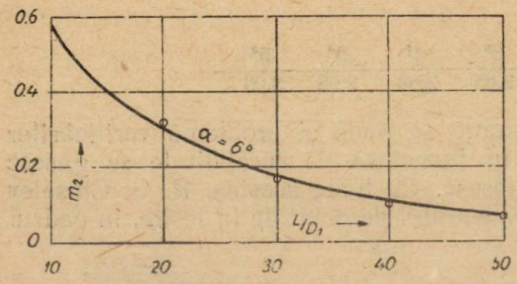


Fig. 4. Curba teoretică a coeficientului de debit și puncte experimentale, la unghiul $\alpha=6°$.

unei conducte Venturi similare, la unghiul de deschidere $\alpha \cong 6°$. În fig. 4 se constată o suprapunere foarte bună a punctelor experimentale peste curba teoretică și — deci — o evoluție aproape identică a celor două fenomene.

2. CONDIȚIILE RESTRICTIVE ALE GOLIRILOR VENTURI

2-1. **Condiția de existență a similitudinii Froude,** exprimată prin $R_{e1} > 10^5$ și îndeplinită cu prisosință în practică, este necesară pentru valabilitatea ipotezelor de bază ale prezentei lucrări.

2-2. **Condiția de evitare a eroziunii,** care la conductele de beton limitează valorile maxime ale vitezei v_1 la cca. 30 m/s, este de asemenea satisfăcută în cadrul problemei vidului din secțiunea minimă, după cum se va arăta.

2-3. **Condiția de suprimare a desprinderii curentului lichid** de pereții difuzorului, necesară pentru aplicarea corectă a teoremei lui Bernoulli și suprimarea fenomenelor vibratorii, se îndeplinește — în general — prin limitarea unghiului de divergență : $\alpha \leqslant 8°$.

Remarcabile sînt, în această privință, cercetările efectuate de Polzin [3], care stabilește și condiția limitării raportului Δ^{-2} al secțiunilor difuzorului pentru evitarea sigură a desprinderii. Cu alte cuvinte, fenomenul desprinderii apare chiar la valorile mici ale lui α, dacă difuzorul este prea lung. În prezenta lucrare s-a admis :

$$\Delta_{lim}^{-2} = 4 \tag{13}$$

și din (8) s-a stabilit ecuația aferentă a lui :

$$m_1 = \left(0{,}1325 + 0{,}00357 \frac{L}{D_1}\right)^{-1/2}. \tag{14}$$

În fig. 3 apare curba frontieră $\Delta^{-2} = 4$, care închide domeniul triunghiular de utilizare a conductelor Venturi.

2-4. **Condiția limitării vidului în zona secțiunii minime** este necesară pentru evitarea cavitației, care duce la distrugerea rapidă a conductei și favorizează apariția unor fenomene vibratorii periculoase pentru întreaga construcție.

În ipoteza conductei cu ieșire liberă, aplicînd teorema lui Bernoulli între secțiunea amonte și secțiunea minimă, se poate scrie :

$$H + \frac{p_a}{\gamma} = \frac{v_1^2}{2g} + \frac{p_1}{\gamma} + \zeta_1 \frac{v_1^2}{2g}$$

sau

$$\frac{p_a - p_1}{\gamma} = h_v = (1 + \zeta) \frac{v_1^2}{2g} - H$$

și trecînd la mărimi adimensionale :

$$\frac{h_v}{H} = \chi = (1+\zeta)\, m_1^2 - 1$$

de unde rezultă :

$$m_1 = (1+\zeta)^{-1/2} (1+\chi)^{1/2} \qquad (15)$$

ecuația criterială a vidului în secțiunea minimă.

Se ajunge la concluzia de reținut că, la același ζ liniile $\chi = \text{const.}$ *sînt și linii* $m_1 = \text{const.}$ *și — prin urmare apar în figura 3 ca drepte paralele cu axa absciselor.*

Condiția limitării vidului este determinantă pentru alegerea soluției, durata și buna funcționare a instalației.

Din examinarea diagramei triunghiulare (fig. 3) se pot trage unele concluzii orientative pentru dimensionarea hidraulică.

— *Golirile Venturi de tipul prezentat în lucrare funcționează bine la sarcini H mijlocii și mici :*

$$H = (4 \ldots 30)\ m.$$

pentru valori $\frac{L}{D_1} > 5$.

Într-adevăr, la $h_v = 8$ m și $\chi = 0{,}25$, tubul cel mai lung are datele :

$$\frac{L}{D} = 5; \quad \alpha = 1°; \quad H = 32\,\text{m}; \quad m_1 = 1{,}08$$

$$\text{și } v_1 = 1{,}08 \cdot 4{,}43\sqrt{32} = 27\ \text{m/s}.$$

— *La sarcini mici de* 3—4 m, *tubul funcționează ca dispozitiv de evacuare,* de lungimi relative :

$$\frac{L}{D_1} = 30 \ldots 40$$

și se recomandă ca soluție economică în cazul debitelor mari.

— *Este de subliniat că, în cadrul condițiilor restrictive, se impun conductele de divergență mică,* cu $\alpha = 1°$, 2° și 3°.

— *Alura curbelor* m_1 *și domeniul de utilizare se pot modifica printr-o alegere corespunzătoare a criteriilor determinante.*

Se observă însă că, pe măsura complicării tipului de conductă, se reduc și posibilitățile de exprimare analitică a modelului matematic.

3. CONCLUZII

3-1. Studiul hidraulic al golirilor Venturi este posibil în domeniul similitudinii Froude. În acest caz, ecuația criterială permite, în cadrul condițiilor restrictive ale fenomenului, cercetarea sistematică a problemei și alegerea soluției optime.

3-2. Rezultatele prezentului studiu au fost confirmate de unele date experimentale din literatura de specialitate. Cu toate acestea, se impune

organizarea unor cercetări proprii de modelare hidraulică, care să aducă noi contribuții în cunoașterea unor aspecte, cum ar fi cavitația la intrarea în difuzor sau desprinderea în zona de ieșire.

BIBLIOGRAFIE

1. V. P. Preobrajenski, *Măsuri și aparate de măsurat termotehnice*, Ed. tehnică, 1960, București (p. 303).
2. H. Richter, *Rohrhydraulik*, Springer-Verlag, 1958 (pag. 263).
3. B. Eck, *Technische Strömungslehre*, Springer-Verlag, 1958 (pag. 188).
4. P. G. Chiselev, *Indreptar pentru calcule hidraulice*, Ed. originală în l. rusă, 1961.

ГИДРАВЛИЧЕСКОЕ РАССМОТРЕНИЕ ОПОРОЖЕНИЙ ВЕНТУРИ ДЛЯ ПЛОТИН

(РЕЗЮМЕ)

В предположении подобия Фроуде, выведенному по диаграммам расходомеров Вентуры, устанавливается критериальное уравнение опорожнений Вентуры для плотин и, в пределах явления, систематически рассматривается эта задача с целью получения оптимального решения.

Теоретические результаты подтверждены опытными данными из литературы.

ETUDE HYDRAULIQUE DES CONDUITES DE VIDANGE „VENTURI" POUR BARRAGES

(RÉSUMÉ)

Dans l'hypothèse de la similitude Froude, résultant de l'interprétation des diagrammes des compteurs de débit „Venturi" on établit l'équation de critérium des conduites de vidange de type „Venturi" pour barrages et — dans les limites des conditions restrictives du phénomène — on passe à la recherche systématique du problème, afin de choisir la meilleurs solution.

Les résultats théoriques de l'étude sont confirmés par les données expérimentales de la littérature de spécialité.

ASPECTUL FENOMENOLOGIC IN UTILIZAREA SEMICONDUCTORILOR DIN Ge-*n* ȘI Ge-*p*, FOLOSIȚI IN ELECTROTEHNICĂ

DE

PL. ANDRONESCU

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

I. DEFINIȚIA GERMANIULUI *n* ȘI GERMANIULUI *p*

Pornim de la structura cristalului elementar al germaniului pur.

La cristalul elementar în formă de cub în fig. 1 se remarcă legăturile covalente între atomul de germaniu pur interstițial cu ceilalți patru atomi de germaniu pur din colțurile cubului. În felul acesta se obține o stabilitate mecanică și termică a acestor cinci atomi de germaniu pur în cristalul elementar. Legăturile covalente sînt indicate prin cîte un electron la fiecare tub.

Expresia $Ge\,{}^{70}_{32}{}_{2+8+18+4}$ ne reprezintă atomul de germaniu ca un atom tetravalent, avînd pe ultimul strat cuantic patru electroni, care se rotesc în jurul nucleului.

Germaniu *n* și germaniu *p* reprezintă cristalul de germaniu pur cu defecte structurale și anume :

La germaniu *n* sînt înlocuiți în parte ionii interstițiali de germaniu prin ioni pentavalenți, spre exemplu de P, As, Sb ale căror structuri sînt :

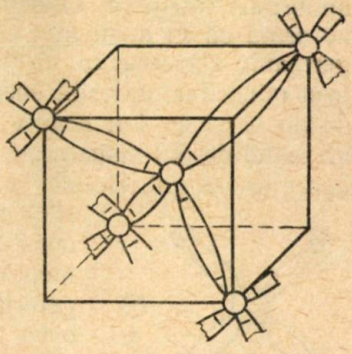


Fig. 1. Cristalul elementar al germaniului pur.

P^{31}_{15}	As^{74}_{33}	Sb^{121}_{51}
2+8+5	2+8+18+5	2+8+18+18+5

Cînd astfel de atomi pentavalenți înlocuiesc atomii interstițiali de germaniu pur, se constată că pentru stabilitatea mecanică și termică e necesară prezența numai a patru electroni. Ca urmare un electron de la un astfel de atom interstițial pentavalent devine liber, ceea ce înseamnă că atomul interstițial s-a transformat într-un ion monovalent pozitiv. Astfel de atomi pentavalenți poartă denumirea de atomi donatori pentru că s-a eliberat un electron.

Notînd prin n_D numărul de electroni într-un cm³ eliberați de atomii interstițiali se constată că n_D posedă valori numerice de cca. $n_D = 10^{16}$ electorni/cm³, denumiți electroni majoritari. În fig. 2 se indică cristalul de Ge-*n* și în dreapta lui simbolul ionilor interstițiali pozitivi și dedesubt al electronilor majoritari.

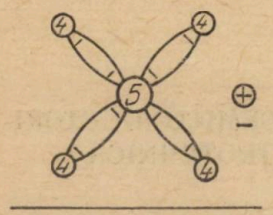


Fig. 2. Prezentarea schematică a defectului structural Ge-*n*.

Ținînd seama și de faptul că din atomii cristalului elementar pot să se elibereze electroni a căror durată de mișcare în exteriorul acestor atomi este de cca. 100—500 μsec, intrînd din nou într-un ion de germaniu din apropiere, se constată că astfel de electroni liberi, notați prin $n = 10^{13}$ electroni/cm³ formează electronii minoritari.

Electronilor minoritari liberi dintr-un cm³ n_l le corespunde ionii pozitivi de germaniu pur p_l ioni pozitivi/cm³

În literatură s-a obișnuit să se introducă denumirea de goluri (nu găuri) în locul denumirii de ioni pozitivi de germaniu. Menționăm prin aceasta existența sarcinei pozitive a unui pozitron cu care acționează în exterior ionul pozitiv; ca urmare întotdeauna vom avea $n_l = p_l$ înțelegînd că numărul de electroni minoritari intrinseci este egal cu numărul golurilor intrinseci din unitatea de volum. Electronii majoritari cedați de atomii pentavalenți interstițiali și electronii minoritari intrinseci, sînt singurele particole mobile în Ge-*n*. Se remarcă următoarele: electronii majoritari în Ge-*n* se deplasează în spațiu ca electronii liberi din metal, pe cînd electronii minoritari intrinseci se deplasează în Ge-*n* numai prin salturi. Acest fapt ne arată că în momentul cînd un electron minoritar a ieșit din atomul de germaniu s-a creat un electron liber și un gol. Cum însă un astfel de electron minoritar, datorită energiei cinetice mici pe care o posedă, este captat de un oarecare ion pozitiv de germaniu (gol) din apropiere, înseamnă că un astfel de gol dispare iar atomul inițial de Ge de unde a plecat electronul apare ca un gol. De aici rezultă o mișcare a procesului de formare a golurilor minoritare (intrinseci), tot prin zig-zaguri în sens opus electronilor minoritari. În cele ce urmează se va menționa în text pe scurt despre o mișcare a formării golurilor minoritare (intrinseci) în zig-zaguri în sens opus mișcării electronilor minoritari. La germaniu *p* sînt înlocuiți în parte ionii interstițiali de germaniu pur printr-un atom trivalent, spre exemplu de:

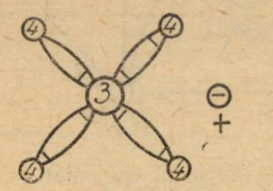


Fig. 3. Prezentarea schematică a defectului structural la Ge-*p*.

B^{10}_{5}	Ga^{70}_{31}	In^{114}_{49}
2+3	2+8+18+3	2+8+18+18+3

La stabilitatea mecanică și termică a cristalului cu defectul structural se constată că atomul interstițial trivalent, spre exemplu de Ga și-a însușit un electron, de la unul din cei patru atomi de Ge din vîrfurile cubului (vezi fig. 3). În felul acesta se obțin ioni interstițiali negativi și goluri majori-

tare. Astfel de atomi interstițiali care absorb un electron sînt denumiți atomi acceptori de electroni. Prin $p_A (p_A = 10^{16/cm^3})$ se înțelege golurile majoritare care iau ființă într-un cm³. Pe lîngă aceste goluri majoritare și ionii interstițiali negativi apar și aici ca la germaniu n_i electroni și p_i goluri minoritare $n_i = p_i$. Astfel de cristale de Ge cu defecte structurale formate din atomi trivalenți poartă denumirea de Ge-*p*. Simbolul unui astfel de Ge-*p* se prezintă la dreapta de fig. 3 care evidențiază ionii interstițiali negativi și dedesubt golurile majoritare.

2. DETERMINAREA EXPERIMENTALĂ A FACTORULUI DE MOBILITATE A ELECTRONILOR MINORITARI LA Ge-*n*

Înainte de a trece la diferite aplicații ale Ge-*n* respectiv Ge-*p*, este necesar să se vadă cum se mișcă spre exemplu în Ge-*n* electronii minoritari prin salturi. În acest scop ne folosim de schema din fig. 4. Se consideră două etape: În prima etapă întrerupătorul T este deschis și în a doua etapă întrerupătorul T se închide. În prima etapă se variază rezistența r_3 pînă cînd punctul c capătă același potențial ca și punctul b adică $V_c = V_b = 0$.

În Ge-*n* se obține sub acțiunea cîmpului electric o mișcare a electronilor majoritari asemănătoare cu aceea a electronilor liberi din metal și o mișcare în zig-zaguri a electronilor minoritari. În a doua etapă se închide întrerupătorul T. Intensitatea cîmpului $\mathcal{E}_{ec}$ între e și c crește deoarece potențialul V_c crește; $\mathcal{E}_{ec}$ poate să crească în așa măsură încît mișcarea în zig-zaguri a electronilor minoritari între e—c să devină mult mai dirijată.

Pe de altă parte în e, datorită potențialului V_e care a crescut la conectarea întrerupătorului T poate să ducă la o mișcare a electronilor minoritari în e din Ge-*n* în firul metalic din cupru. În acest moment se crează în e, în Ge-*n* un surplus de goluri minoritare care nu mai sînt echilibrați în acțiunea lor de electroni minoritari care au trecut în cupru. Numim deci punctul e, unde apare un surplus de goluri minoritare fără acoperire de electroni, ca emițător de goluri minoritare. Electronii minoritari care prin salturi se deplasează din c către e fac ca formarea surplusului de goluri minoritare care apar în e să se îndrepte către c tot prin salturi.

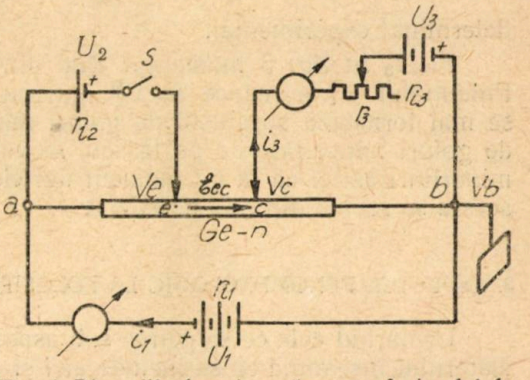


Fig. 4. Dispozitivul pentru măsurarea factorului de mobilitate a electronilor minoritari la Ge-*n*.

În fig. 5 se consideră timpul t_1, momentul cînd s-a conectat întrerupătorul T. În același timp în c crește potențialul de la $V_c = 0$ la V_c'. De data aceasta $V_c' > V_b$ și curge curent între c și b. Cînd surplusul de goluri minoritare ajunge în c, potențialul V_c' crește bursc la V_c''. Apare în c un colector de surplusuri de goluri minoritare.

Din circuitul metalic, în punctul *c* trec în plus din metal electronii în Ge-*n* şi acoperă surplusul de goluri minoritare. În regimul staţionar apare un nou surplus de goluri minoritare în *e*, care vor fi ocupate de noi electroni şi în felul acesta potenţialul V_c'' se menţine constant.

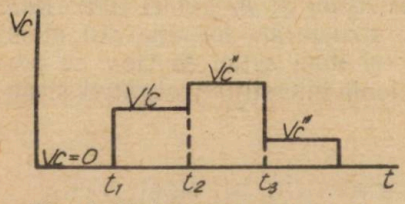


Fig. 5. Variaţia potenţialului *Vc* în punctul *C*.

În literatură nu se menţionează apariţia surplusului de goluri minoritare în *e*.

Din literatură rezultă că în *e* apare o injectare de goluri ceea ce nu corespunde realităţii deoarece purtătorii mobili de sarcini electrice elementare sînt numai electronii intrinseci (minoritari) şi electroni majoritari.

Pe de altă parte forţa care acţionează asupra ionului de germaniu nu prezintă vre-o importanţă deoarece aceşti ioni nu se mişcă. În schimb forţele care acţionează asupra electronilor fie majoritari fie minoritari duc la un lucru mecanic care corespunde efectului Joule-Lenz.

Notînd prin $\Delta t = t_2 - t_1$ (vezi fig. 5) iar V_{emijl} viteza mijlocie în mişcarea electronilor minoritari efectuată prin salturi, se obţine $V_{emijl} = \frac{\overline{ec}}{\Delta t}$.

Pe de altă parte din

$$V_{emijl} = |K_l| E_{ec} = |K_l| \frac{V_{ec}}{ec} = \frac{ec}{\Delta t}$$

rezultă factorul de mobilitate al elctronilor minoritari

$$|K_l| = \frac{\overline{ec^2}}{V_{ec} \cdot \Delta t} \text{ cm/sec} \cdot \text{cm/volt}$$

determinat experimental.

Fie t_3 în fig. 5 momentul cînd din nou se deschide întrerupătorul *T*. Potenţialul V_c'' se reduce la V_c''' egal cu diferenţa între V_c'' şi V_c'. În *e* nu se mai formează surplusul de goluri minoritare, iar formările de surplusul de goluri minoritare de pe traseu, se vor deplasa în sens opus electronilor minoritari astfel că la un moment dat ele vor dispare cu totul în *c*. În felul acesta se revine din nou la $V_c = 0$.

3. ASPECTUL FENOMENOLOGIC LA FOLOSIREA Ge-*n* ŞI Ge-*p* IN ELECTROTEHNICĂ

Urmărind cele ce se petrec sub aspect fenomenologic, la utilizarea tranzistorului înseamnă că se include aici şi cele ce se petrec la supapa electrică sau ventilul electric.

În fig. 6 se reprezintă tranzistorul format din Ge-p_1—Ge$_n$-Ge-p_2.

Deosebim două etape :

În prima etapă întrerupătorul *T* este deschis. Datorită fenomenului difuziunii electronii majoritari trec prin suprafeţele de tranziţie S_1 şi S_2 din Ge-*n* în Ge-p_1 respectiv Ge-p_2. Aceşti electroni ocupă goluri majoritare ceea

ce duce la acțiunea în exterior a sarcinilor electrice negative a ionilor interstițiali din Ge-p_1 respectiv Ge-p_2. În mod analog la suprafața S_1 respectiv S_2 în Ge-n (vezi fig. 6) acționează către interior sarcinile pozitive ale ionilor interstițiali deoarece sarcina corespunzătoare a electronilor majoritari din Ge-n a dispărut.

În felul acesta se creează la suprafețele de tranziție S_1S_2 cîte un cîmp electric cu intensitate $\mathcal{E}_{D1}$ respectiv $\mathcal{E}_{D2}$ dirijat de la Ge-n către Ge-p_1 respectiv Ge-p_2 (vezi fig. 6).

La un moment dat aceste cîmpuri devin așa de mari încît forța de forma $q\mathcal{E}_{D1}$ respectiv $q\mathcal{E}_{D2}$ împiedică să mai treacă electroni majoritari din Ge-n în Ge-p_1 respectiv Ge-p_2. Se crează cu alte cuvinte un echilibru între forțele datorită difuziunii și forța de forma $q\mathcal{E}$.

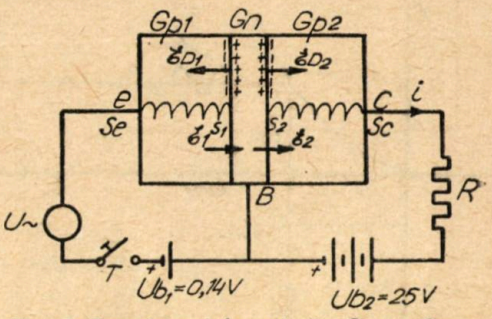


Fig. 6. Tranzistorul format din Ge-p_1, Ge-n și Ge-p_2.

Cînd se conectează întrerupătorul T apare în Ge-p_1 cîmpul cu intensitatea $\mathcal{E}_1$, în Ge-p_2 cîmpul cu intensitatea $\mathcal{E}_2$ practic egal cu $\mathcal{E}_1$, deoarece Ge-n prin legătură cu bateria în B posedă un potențial practic constant.

Se ia tensiunea de borne U_{b1} în așa fel încît la un anumit curent i_0 să acopere căderea ohmică din Ge-p_1, respectiv jumătate din Ge-n unde acționează $\mathcal{E}_1$.

Se ia tensiunea U_{b2} în așa fel ca la $\mathcal{E}_2$ practic egal cu $\mathcal{E}_1$, să acopere pe lîngă căderea de tensiune din Ge-p_2 și jumătate din Ge-n și căderea ohmică pe rezistența R.

Prin apariția lui $\mathcal{E}_1$ opus lui $\mathcal{E}_{D1}$ încep noi electroni din Ge-n să treacă în Ge-p_1 sub acțiunea forței $q\mathcal{E}_1$. În acest caz germaniul Ge-p_1 cu Ge-n formează un ventil electric.

Fig. 7 ne arată cum la supapa electrică curentul electric i_0 la suprafața de tranziție S_1 variază cu tensiunea de borne U_{b1}. Prin conectarea întrerupătorului T și apariția cîmpului $\mathcal{E}_1$ electronii minoritari din Ge-p_1 trec în circuitul metalic prin suprafața S_e.

În felul acesta apare în S_e un surplus de goluri minoritare, cari datorită mișcării electronilor minoritari prin salturi de la S_1 către S_e formarea surplusului de goluri înaintează către S_1.

Aici electronii majoritari din Ge-n ocupă acest surplus de goluri minoritare și se crează un regim staționar. Suprafața S_e se consideră ca un emițător de surplusuri de goluri minoritare.

Sub acțiunea forței $q\mathcal{E}_2$ la suprafața S_2 electroni majoritari din Ge-n nu pot trece în Ge-p_2 în schimb electronii minoritari din Ge-p_2 trec în Ge-n. Se formează la S_2 un surplus de goluri minoritare care datorită mișcării electronilor minoritari prin salturi de la S_c către S_2, formarea surplusului de goluri ajung în c unde vor fi ocupate de electronii care vin din circuitul metalic. Denumim suprafața S_c ca un colector de goluri minoritare.

Din fig. 7 rezultă că la apariția unei tensiuni alternative $U\sim$ apare un curent alternativ $i\sim$ care suprapus cu curentul i_0 ne dă un curent ondulator care curge prin rezistența R. La bornele rezistenței R apare o tensiune amplificată față de $U\sim$. De altfel literatura ne arată cum se folosește tranzistorul la apariția tensiunii alternative, prin introducerea unui circuit cuadripolar al tranzistorului.

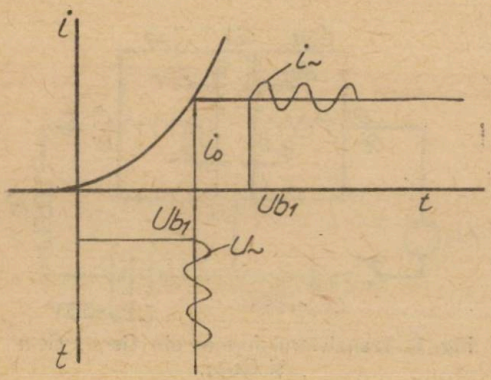


Fig. 7. Curentul electric la suprafața S_1 în funcție de tensiunea U_{b1} și legătura între $U_\sim$ și $i_\sim$.

Tranzistorul format din Ge-n_1—Ge-p—Ge-n_2

În fig. 8. se consideră un tranzistor format din Ge-n_1—Ge-p—Ge-n_2.

Înainte de conectarea întrerupătorului T, la fel ca la tranzistorul prezentat înainte, apare intensitatea cîmpului $\mathcal{E}_{D1}$ respectiv $\mathcal{E}_{D2}$ care împiedică trecerea electronilor majoritari din Ge-n în Ge-p. Prin conectarea întrerupătorului T se introduce cîmpurile cu intensitate $\mathcal{E}_1$ și $\mathcal{E}_2$ Se constată din fig. 8 că $\mathcal{E}_1$ este opus lui $\mathcal{E}_{D1}$ deci Ge-n_1 cu Ge-p formează o supapă electrică care permite să treacă noi electroni majoritari din Ge-n_1 în Ge-p. În schimb $\mathcal{E}_2$ și $\mathcal{E}_{D2}$ au același sens deci electronii majoritari din Ge-n_2 nu pot trece în Ge-p. Însă electronii minoritari din Ge-p care trec în Ge-n_2 fac ca formarea surplusului de goluri minoritare ce apare la S_2 în Ge-p să înainteze către S_1. În felul acesta electronii care intră în Ge-n_1 prin e ocupă acest surplus de goluri minoritare.

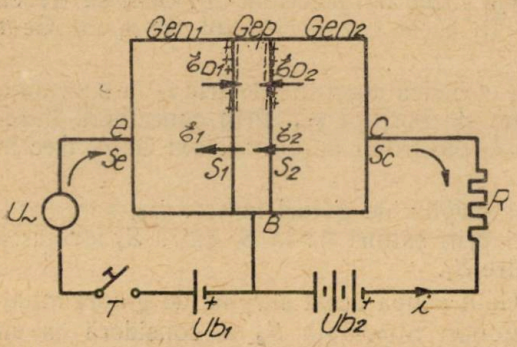


Fig. 8. Tranzistorul format din Ge-n_1—Ge-p—Ge-n_2

Pe de altă parte electronii minoritari care trec din Ge-p în Ge-n_2 ajung la suprafața S_c considerată acuma ca un colector de surplus de electroni minoritari care trec în circuitul metalic.

Utilizarea Ge-n respectiv germaniului p ca generator Hall

Prezentarea fenomenologică la utilizarea generatorului Hall format din Ge-n este cunoscută:

Sub acțiunea inducției magnetice B apare o intensitate de cîmp electric $\mathcal{E}_y$ de forme: $\mathcal{E}_y^{v/cm} = [vB] \times 10^{-8}$. Integrala $\int_4^3 (dl\mathcal{E}_y) = U_{h0}$ reprezintă tensiunea electromotoare a generatorului Hall format din Ge-n. Sub acțiunea forței:

$q\mathcal{E}_y$ electronii majoritari se deplasează în jos către S_4. La suprafața S_3 rămîne acțiunea ionilor interstițiali pozitivi și la S_4 apare sarcina negativă a electronilor majoritari ajunși aici. Se creează un cîmp electric sub acțiunea sarcinilor electrice pozitive și negative, dirijat de la S_3 către S_4 cu intensitatea $\mathcal{E}'_y$. Cînd circuitul Hall al generatorului e deschis, se obține $\mathcal{E}_y + \mathcal{E}'_y = 0$. Cînd circuitul Hall e închis atunci se obține :

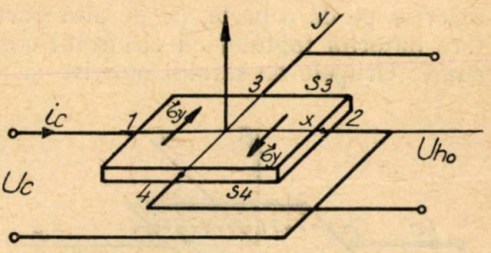


Fig. 9. Generatorul Hall format din Ge-*n*.

$$\int_4^3 (dl, \mathcal{E}_y + \mathcal{E}'_y) = U_{h_0} + V_{H4} - V_{H3} = i_h \cdot r_{th}$$

de unde rezultă $V_{H3} - V_{H4}$ diferența de potențial la bornele circuitului Hall în forma :

$$V_{H3} - V_{H4} = U_{h0} - i_h \cdot r_{th}$$

Generatorul Hall format din Ge-*p*

Înainte de a se introduce cîmpul inducției B, în plăcuța din Ge-*p* avem ioni negativi interstițiali și goluri majoritare, ale căror sarcini se compensează în exterior, precum și electroni și goluri minoritare intrinseci a căror sarcină de asemeni se compensează în exterior. Prin introducerea tensiunii de borne U_c apare în plăcuță un cîmp electric $\mathcal{E}_c$ care face ca electronii minoritari din Ge-*p* să treacă în firul metalic la *e*.

Se crează așadar în *e* în Ge-*p* un surplus de goluri minoritare care datorită mișcării electronilor minoritari prin salturi, de la *c* la *e*, formarea surplusului de goluri minoritare înaintează pînă în *c* unde vor fi acoperiți de electroni din circuitul metalic. În *e* apare o emisie de surplus de goluri minoritare iar în *c* un colector de surplus de goluri minoritare.

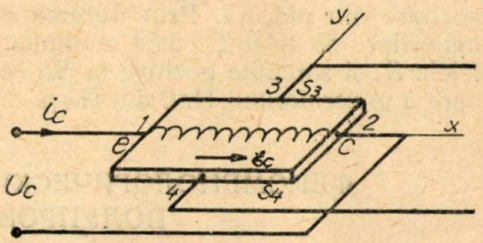


Fig. 10. Generatorul Hall din Ge-*p*.

Prin apariția inducției magnetice B perpendiculară pe plăcuță, apar forțe de forma :

$q\mathcal{E}_y$ în care $\mathcal{E}_y \text{v/cm} = [vB] \times 10^{-8}$

care acționează la suprafața S_3 asupra electronilor minoritari ce se găsesc în mișcare. Datorită forțelor de mai sus electronii minoritari în mișcare se dirijează către golurile majoritare pe care le ocupă. Aceste goluri transformîndu-se în atomi neutrii încep să acționeze ionii interstițiali negativi către

exterior pe de o parte, pe de altă parte apare un surplus de goluri minoritare datorită faptului că electronii corespunzători au ocupat golurile majoritare. Grupele de sarcini pozitive și negative ce se formează pe toată plăcuța generatorului Hall pînă la suprafața S_4 se prezintă în fig. 11. Se constată că în exterior acționează numai sarcinile negative ale ionilor, interstițiali negativi în S_3 și sarcinile pozitive ale surplusului de goluri minoritare în S_4.

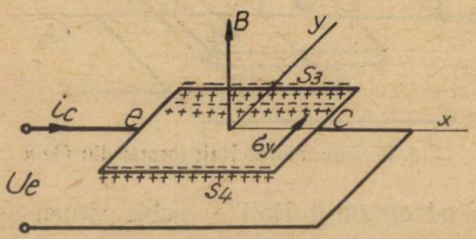


Fig. 11. Repartizarea sarcinilor pozitive și negative la generatorul Hall din Ge-*p* cînd apare inducția *B*.

În felul acesta apare la generatorul Hall din Ge-*p* polaritatea sarcinilor electrice la S_3 și S_4 opusă ca la Ge-*n*.

În momentul conectării circuitului Hall se crează în circuitul metalic la sudură între cupru și plăcuță la S_3 un cîmp electric dirijat de la cupru către Ge-*p*. Prin mișcarea electronilor în circuitul metalic în sensul indicat în fig. 12 de la *3* la *4* se crează la capătul firului de cupru o sarcină electrică pozitivă care împreună cu sarcina negativă a ionilor negativi interstițiali din Ge-*p*, formează un cîmp electric de o intensitate mare. O astfel de intensitate înmulțită cu q formează forța care smulge electronul din atomul de Ge-*p*, trecîndu-l în firul metalic. În felul acesta apare din nou un gol majoritar.

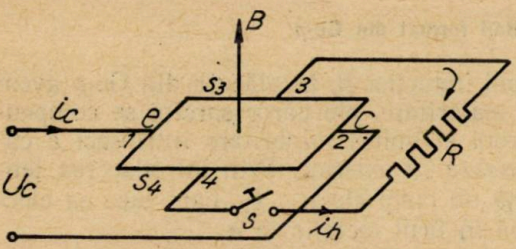


Fig. 12. Apariția curentului în circuitul Hall la generator Ge-*p*.

La S_4 intensitatea de cîmp la locul sudării e dirijată către metal ceea ce face ca electronii din circuitul metalic să fie smulși ocupînd surplusul de goluri minoritare din plăcuță. Prin trecerea electronilor minoritari, ocupînd goluri majoritare se refac în mod continuu sarcinile electrice negative la suprafețele S_3 și sarcinile pozitive la S_4, ceea ce duce la o stabilitate de funcționare a generatorului Hall din Ge-*p*.

ФЕНОМЕНОЛОГИЧЕСКИЙ АСПЕКТ ДЕЙСТВИЯ ПОЛУПРОВОДНИКОВ

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматривается поведение миноритарных электронов, мажоритарных электронов, а также миноритарных и мажоритарных дырок при феноменологическом исследовании полупроводников и объясняется разница в действии генератора Холла из Ге-*к* и Ге-*п*.

L'ASPECT PHÉNOMÉNOLOGIQUE DU FONCTIONNEMENT DES SEMICONDUCTEURS

(RÉSUMÉ)

On y met en évidence la comportation des électrons minoritaires et majoritaires, ainsi que celle des trous minoritaires et majoritaires pendant l'observation phénoménologique des semiconducteurs et l'explication de la différence de fonctionnement du générateur Hall de Ge-*n* et Ge-*p*.

ASUPRA ONDULORULUI AUTONOM CU CONTACT ALUNECĂTOR METALO-LICHID

DE

T. DORDEA

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

1. INTRODUCERE

O mare importanță practică o prezintă problema ondulării curentului continuu în curent alternativ de o frecvență dorită. Aceasta se poate realiza fie cu grupuri rotative convertizoare de tip mașini, caracterizate prin cost ridicat și randament scăzut, fie cu instalații, care au la bază numai cuplajul galvanic, prin intermediul contactelor sau al ventilelor electrice ionice sau semiconductoare, caracterizate prin randamente mult mai mari decît cele ale primelor.

O instalație din categoria a doua, care debitează pe o rețea fără frecvență proprie, e cunoscută sub denumirea de ondulor autonom.

În lucrare se analizează funcționarea unui ondulor mecanic, autonom, trifazat, care are la bază contactul electric metalo-lichid, iar comutația se realizează cu condensatoare.

2. SCHEMA ONDULORULUI TRIFAZAT

Toate schemele de onduloare se pot împărți în două grupe, după durata de timp din perioadă, cît trece curentul printr-o fază. Se deosebesc:

— onduloare, la care prin fiecare fază curentul trece timp de o jumătate de perioadă (schema radială);

— onduloare la care curentul trece un interval de timp mai mic decît o jumătate de perioadă, în general $\frac{T}{m}$. Schemele sînt cele utilizate la redresoare, în stea și în punte.

Ne interesează în special cele din grupa a doua, deoarece se urmărește ca o aceeași instalație să poată funcționa atît ca redresor cît și ca ondulor. Aceste onduloare au pe partea de curent alternativ cuplaje galvanice între ventile, ce aparțin la faze diferite și de aceea funcționează cu pauze de curent pe faze, din cauza fenomenului de comutație.

În funcționarea ondulorului e determinant procesul comutației curentului între fazele consecutive. Pentru urmărirea acestui proces considerăm

un ondulor trifazat cu nul, cu bobină de nivelare foarte puternică, teoretic de inductanță $L_D = \infty$. Admitem în continuare că ondulorul debitează pe o inductanță și o rezistență, prin intermediul unui transformator, de valori rezultante, reduse pe partea ventilelor L și R pentru fiecare fază, circuitul

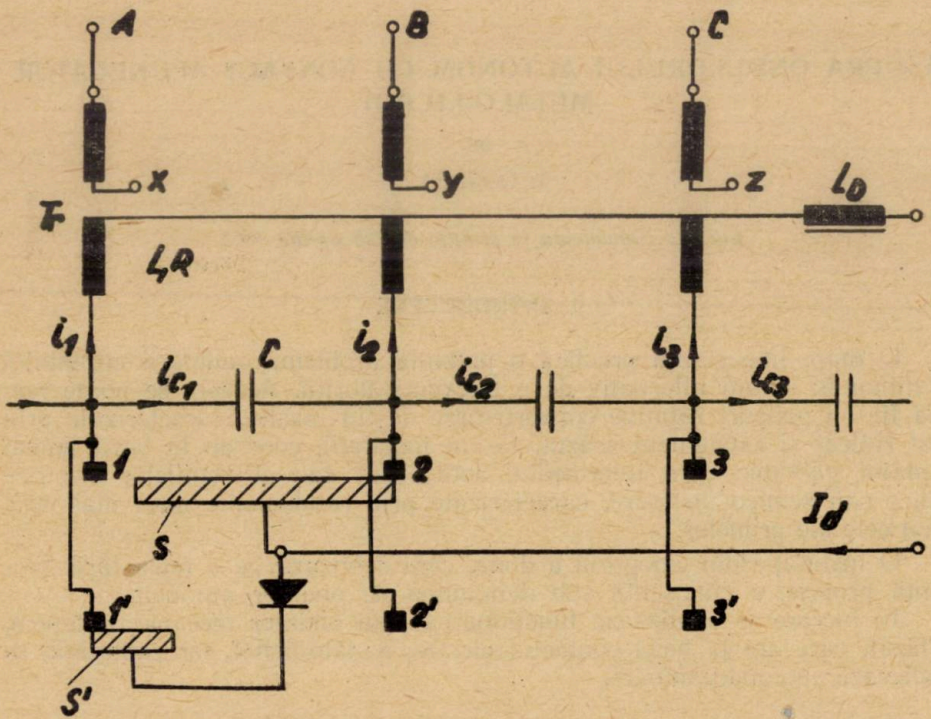


Fig. 1. Schema ondulorului autonom trifazat, cu pauze de curent și cu comutație de condensatoare.

de utilizare fiind presupus simetric. Schema ondulorului e prezentată în fig. 1. Ondulorul constă dintr-un sistem de perii fixe: *1, 2, 3* — periile de lucru, *1', 2', 3'* — periile de comutație, pentru cele 3 faze, între care se deplasează sectoarele: *S* — sectorul de lucru, *S'* — sectorul de comutație, stabilindu-se succesiv legătura cu periile respective prin intermediul metalului lichid, adus prin interiorul periilor. Sectoarele *S* și *S'* sînt legate între ele prin intermediul unui ventil. Periile sînt conectate la primarul transformatorului *Tr*. Pentru a face posibilă comutația se montează între perii condensatoare de capacitate *C*. Între nulul transformatorului *Tr* și polul negativ al sursei de curent continuu e conectată bobina de nivelare L_D. Sectorul *S* se conectează la polul pozitiv. În acest caz ventilul se montează astfel ca să conducă de la *S* spre *S'* și să blocheze în sens invers. Polaritatea sursei de curent continuu se poate schimba, dar în acest caz trebuie schimbată și polaritatea ventilului.

3. DESCRIEREA FUNCȚIONĂRII

Curentul continuu I_d trece succesiv prin fazele transformatorului Tr, un interval de timp egal cu o treime din durata unei rotații, sectoarele S și S' fiind plasate într-un rotor, care se rotește în interiorul unei cuve, prin pereții căreia pătrund periile.

Sectorul S e puțin mai scurt decît distanța dintre două perii succesive și din această cauză contactul între peria spre exemplu *1* și S se întrerupe înainte ca să se stabilească contactul între sector și peria *2*. În acest interval de timp, în care sectorul S nu face contact cu nici o perie, curentul continuu I_d se închide prin ventilul V, sectorul S' și peria $1'$. În intervalul de timp în care curentul I_d se închide numai prin peria *1*, condensatorul C dintre periile *1* și *2* se încarcă, astfel încît armătura dinspre peria *1* e de polaritate pozitivă, iar cea dinspre peria *2*, negativă. Cînd sectorul S stabilește contactul cu peria *2*, condensatorul C are tendința de a se descărca prin peria $1'$, ventil și peria *2*. Ventilul însă nu conduce în sens invers, blochează trecerea curentului și contactul între peria $1'$ și sectorul S' se poate deschide. Acțiunea ventilului, de blocare a curentului în sens invers, face ca în primul moment curentul I_d să se închidă prin peria *2* și condensator. În continuare, condensatorul C se descarcă și modificarea tensiunii la bornele lui determină trecerea curentului I_d în măsură din ce în ce mai mare prin faza *2*. Fenomenele se repetă pentru fazele următoare, dacă circuitul de utilizare e simetric.

4. DETERMINAREA CURENȚILOR ONDULORULUI

Pentru cunoașterea curenților ondulorului în timpul unei perioade, e suficient să se determine acești curenți numai pentru intervalul de timp în care funcționează o singură fază, în celelalte intervale de timp curenții obținîndu-se prin permutare.

Considerăm cazul cu $L_D = \infty$. Intervalul de timp considerat începe în momentul, în care sectorul S stabilește contactul cu peria *1*, cînd se alege origina timpului $t=0$ și durează pînă în momentul, în care se stabilește contactul între S și peria *2*, deci $t=\frac{T}{3}$, unde T e perioada.

În ipoteza $L_D = \infty$, trecerea curentului I_d prin circuitul ventilului în intervalul de timp, în care S nu are contact cu nici o perie, nu influențează cu nimic variația în timp a curenților din circuitele ondulorului, deoarece saltul de tensiune, care are loc, datorit rezistenței ventilului, e preluat de bobina de nivelare L_D.

Considerăm ca date R, L, C și I_d și se cere determinarea curenților i_1, i_2, i_3, i_{c1}, i_{c2} și i_{c3}. Cunoscînd acești curenți, se pot determina tensiunile la bornele condensatoarelor de comutație, de care depinde procesul de comutație, determinînd mai întîi valorile sarcinilor electrice Q_1, Q_2 și Q_3 ale condensatoarelor.

Valorile curenților i_1, i_2, i_3 și sarcinilor electrice Q_1, Q_2 și Q_3 la $t=0$ și $t=\frac{T}{3}$ au valorile indicate în tabela 1.

Tabela 1

	i_1	i_2	i_3	Q_1	Q_2	Q_3
$t=0$	i_{10}	i_{20}	i_{30}	Q_{10}	Q_{20}	Q_{30}
$t=\frac{T}{3}$	i_{30}	i_{10}	i_{20}	Q_{30}	Q_{10}	Q_{20}

Conform fig. 1, relațiile dintre curenți și tensiuni sînt următoarele:

$$R(i_1-i_2)-\frac{Q_{10}}{C}-\frac{1}{C}\int_0^t i_{c1}\,dt=-L\frac{d}{dt}(i_1-i_2)$$

$$R(i_2-i_3)-\frac{Q_{20}}{C}-\frac{1}{C}\int_0^t i_{c2}\,dt=-L\frac{d}{dt}(i_2-i_3) \qquad (1)$$

$$R(i_3-i_1)-\frac{Q_{30}}{C}-\frac{1}{C}\int_0^t i_{c3}\,dt=-L\frac{d}{dt}(i_3-i_1)$$

$$I_d=i_1+i_{c1}-i_{c3}$$

$$i_{c1}=i_2+i_{c2}$$

$$i_{c2}=i_3+i_{c3}$$

Ultimele trei relații din (1) definesc curenții i_1, i_2, i_3 în funcție de curenții condensatoarelor. Prin urmare e suficient să se determine expresiile ultimilor curenți.

Pentru rezolvarea sistemului de ecuații (1) utilizăm calculul operațional.

Transformatele Laplace $\bar{i}_{c1}$, $\bar{i}_{c2}$, $\bar{i}_{c3}$ ale curenților condensatoarelor au expresiile:

$$\bar{i}_{c1}=\frac{1}{3L}\,\frac{pL(I_d+i_{20}-i_{10})+RI_d-\frac{Q_{10}}{C}}{p^2+\frac{R}{L}p+\frac{1}{3CL}}$$

$$\bar{i}_{c2}=\frac{1}{3L}\,\frac{pL(i_{20}-i_{30})-\frac{Q_{20}}{C}}{p^2+\frac{R}{L}p+\frac{1}{3CL}} \qquad (2)$$

$$i_{c3}=\frac{1}{3L}\,\frac{pL(i_{10}-i_{30}-I_d)-RI_d-\frac{Q_{30}}{C}}{p^2+\frac{R}{L}p+\frac{1}{3CL}}.$$

Notînd cu $p_{1,2}$, rădăcinile numitorului

$$p_{1,2}=\frac{1}{2}\left(-\frac{R}{L}\pm\sqrt{\frac{R^2}{L^2}-\frac{4}{3CL}}\right). \tag{3}$$

se obțin funcțiile originale sub forma :

$$\begin{aligned}
i_{c1}&=\frac{RI_d-\frac{Q_{10}}{C}}{3L(p_1-p_2)}(e^{p_1t}-e^{p_2t})+\frac{I_d+i_{20}-i_{10}}{3(p_1-p_2)}(p_1e^{p_1t}-p_2e^{p_2t})\\
i_{c2}&=-\frac{Q_{20}}{3CL(p_1-p_2)}(e^{p_1t}-e^{p_2t})-\frac{i_{20}-i_{30}}{3(p_1-p_2)}(p_1e^{p_1t}-p_2e^{p_2t})\\
i_{c3}&=-\frac{RI_d+\frac{Q_{30}}{C}}{3L(p_1-p_2)}(e^{p_1t}-e^{p_2t})+\frac{i_{10}-i_{30}-I_d}{3(p_1-p_2)}(p_1e^{p_1t}-p_2e^{p_2t}).
\end{aligned} \tag{4}$$

Ținînd cont de faptul că sarcina electrică a condensatorului de comutație al fazei λ, la momentul t are expresia :

$$Q_\lambda=Q_{\lambda0}+\frac{1}{C}\int_0^t i_{c\lambda}\,dt \tag{5}$$

se obțin pentru sarcinile electrice Q_1, Q_2, Q_3 expresiile :

$$\begin{aligned}
Q_1&=CRI_d+\frac{RI_d-\frac{Q_{10}}{C}}{3L(p_1-p_2)}\left(\frac{e^{p_1t}}{p_1}-\frac{e^{p_2t}}{p_2}\right)+\frac{I_d+i_{20}-i_{10}}{3(p_1-p_2)}(e^{p_1t}-e^{p_2t})\\
Q_2&=-\frac{Q_{20}}{3CL(p_1-p_2)}\left(\frac{e^{p_1t}}{p_1}-\frac{e^{p_2t}}{p_2}\right)-\frac{i_{20}-i_{30}}{3(p_1-p_2)}(e^{p_1t}-e^{p_2t})\\
Q_3&=-CRI_d-\frac{RI_d+\frac{Q_{30}}{C}}{3L(p_1-p_2)}\left(\frac{e^{p_1t}}{p_1}-\frac{e^{p_2t}}{p_2}\right)+\frac{i_{10}-i_{30}-I_d}{3(p_1-p_2)}(e^{p_1t}-e^{p_2t}).
\end{aligned} \tag{6}$$

Din (1), (4) și (6), avînd în vedere valorile curenților și sarcinilor electrice la $t=\frac{T}{3}$ din tabela 1, se pot determina valorile inițiale i_{10}, i_{20}, i_{30}, Q_{10}, Q_{20}, Q_{30} din sistemul de ecuații :

$$\begin{aligned}
&i_{10}+i_{20}+i_{30}=I_d\\
&(1+\beta)i_{10}-2\beta i_{20}+\beta i_{30}+\frac{\alpha}{CL}Q_{10}-\frac{\alpha}{CL}Q_{20}=I_d\left(\beta+\frac{R}{L}\alpha\right)\\
&\beta i_{10}+(1+\beta)i_{20}-2\beta i_{30}+\frac{\alpha}{CL}Q_{20}-\frac{\alpha}{CL}Q_{30}=I_d\left(\beta+\frac{R}{L}\alpha\right)\\
&\alpha i_{10}-\alpha i_{20}+\frac{\gamma}{CL}Q_{10}+Q_{30}=I_d\left(CR+\alpha+\frac{R}{L}\gamma\right)\\
&\alpha i_{20}-\alpha i_{30}+Q_{10}+\frac{\gamma}{CL}Q_{20}=0\\
&Q_{10}+Q_{20}+Q_{30}=0
\end{aligned} \tag{7}$$

unde s-a notat pentru simplificarea scrierii :

$$\alpha = \frac{e^{p_1 \frac{T}{3}} - e^{p_2 \frac{T}{3}}}{3(p_1 - p_2)}$$

$$\beta = \frac{p_1 e^{p_1 \frac{T}{3}} - p_2 e^{p_2 \frac{T}{3}}}{3(p_1 - p_2)} \tag{8}$$

$$\gamma = \frac{p_1^{-1} e^{p_1 \frac{T}{3}} - p_2^{-1} e^{p_2 \frac{T}{3}}}{3(p_1 - p_2)}.$$

În acest fel se cunoaște variația în timp a tuturor curenților și tensiunilor pentru întreaga perioadă. Astfel pentru primul interval de timp în care conduce peria *1*, curentul i_1 are expresia $i_1 = I_d - i_{c1} + i_{c3}$, în care se ține cont de (4). Pentru intervalul al doilea, cînd conduce peria *2*, i_1 are expresia lui i_3 din primul interval, iar în intervalul al treilea, cînd conduce peria *3* are expresia lui i_2 din primul interval. Pentru toate cele trei intervale origina timpului se consideră la începutul intervalului respectiv. În felul acesta se cunosc curenții din toate circuitele și prin urmare tensiunile sînt calculabile.

5. LIMITA DE FUNCȚIONARE A ONDULORULUI

În fig. 2 e prezentată poziția relativă a sectoarelor S și S' la ondulorul autonom cu contact metalo-lichid. Aici avem :

τ — distanța între 2 perii consecutive ;
l — lungimea sectorului S, în direcție tangențială ;
l' — lungimea sectorului S' în direcție tangențială ;
Δ — suprapunerea celor 2 sectoare S și S' ;
v — viteza tangențială, cu care se deplasează sectoarele S și S'.

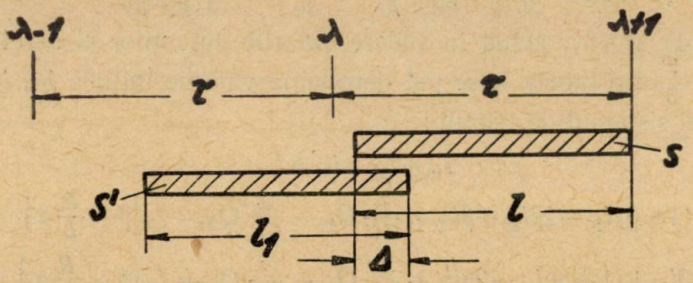


Fig. 2. Poziția relativă a sectoarelor S și S' în ondulorul autonom cu contact alunecător metalo-lichid.

Cum rezultă din (3), pentru ca procesele să se desfășoare neoscilant, trebuie ca

$$C \geqslant \frac{4L}{3R^2}. \tag{9}$$

Pentru ca procesele să se desfășoare oscilant, cu frecvența tensiunii de ieșire, $f=v/3\tau$ condensatorul trebuie să aibă o capacitate de

$$C=\frac{\frac{4L}{3}}{R^2+(4\pi f\cdot L)^2}\cdot \tag{10}$$

Cu cît valoarea capacității e mai mică, cu atît frecvența oscilațiilor e mai mare. În caz de regim oscilant, dacă contactul între sectorul S' și peria I' nu se întrerupe, atunci la schimbarea polarității condensatorului C ventilul conduce din nou și deschiderea contactului în acest moment va avea loc cu apariția arcului electric. De aceea deschiderea contactului trebuie să aibă loc înainte de schimbarea polarității condensatorului C. Dacă se scrie, conform fig. 2

$$l+l_1-\Delta-\tau=\sigma\tau \tag{11}$$

atunci trebuie ca $\frac{\sigma\tau}{v}$ să fie maximum $\frac{1}{4}$ din perioada oscilațiilor, de unde rezultă condiția pentru condensatorul C:

$$C\geqslant\frac{\frac{4L}{3}}{R^2+\left(\frac{3\pi fL}{\sigma}\right)^2}\cdot \tag{12}$$

Dacă această condiție nu e îndeplinită, în acest caz e posibil să apară arcul electric la deschiderea circuitului dintre sectorul S' și peria de comutație.

Valoarea capacității variază cu R, L și f obținînd la valori date pentru f și R, valoarea $\frac{2}{9}\cdot\frac{\sigma}{\pi fR}$ la $L=\frac{R\sigma}{3\pi f}$. Ondulorul funcționează sigur, dacă condiția (12) e îndeplinită pentru cele mai mici valori posibile ale lui R și f, deci R_{min}, f_{min} și pentru orice valoare a inductanței L, dacă:

$$C\geqslant\frac{2}{9}\cdot\frac{\sigma}{\pi\cdot f_{min}\cdot R_{min}}\cdot \tag{13}$$

De aici rezultă necesitatea ca σ să fie cît se poate mai mic, pentru ca bateria de condensatoare să nu aibă o capacitate prea mare. Această cerință poate fi îndeplinită, dacă în locul utilizării ca ventil a unei celule semiconductoare necomandate, se utilizează o celulă cu electrod de comandă, cînd σ obține valori minime posibil.

6. REZULTATE DE CALCUL ȘI EXPERIMENTALE

Fie un ondulor trifazat, cu pauze de curent, după schema din fig. 1 cu datele: $R=20\ \Omega$; $L=10^{-2}$ H; $C=10^{-6}$ F; $I_d=9{,}2$ A; frecvența de ieșire $f=21{,}3$ Hz; perioada $T=0{,}047$ sec. Cu aceste date se obține $p_{1,2}=-1\,000\pm5\,680\cdot j$, cu care se găsește pentru constantele inițiale din (7):

$$i_{10}=i_{20}\cong 0;\ i_{30}=9{,}2\text{ A};\ Q_{10}=-1{,}4\cdot10^{-6}\text{ Cb};\ Q_{20}=-1{,}84\cdot10^{-4}\text{ Cb};$$

$$Q_{30}=1{,}854\cdot10^{-4}\text{ Cb};\ i_{c10}=i_{c20}=3{,}07\text{ A};\ i_{c30}=-6{,}14\text{ A}.$$

Frecvența proceselor oscilatorii e $f=904$ Hz. Din (4) și (6) se găsește:

$$i_{c1}=i_{c2}=0{,}53\cdot e^{-1\,000\,t}(\sin 5\,680\,t+5{,}8\cdot\cos 5\,680\cdot t)$$

$$i_{c3}=-2\cdot i_{c1}$$

$$i_1=9{,}2-1{,}59\cdot e^{-1\,000\,t}(\sin 5\,680\cdot t+5{,}8\cdot\cos 5\,680\cdot t)$$

$$i_2=0$$

$$i_3=9{,}2-i_1$$

$$\frac{Q_1}{C}=184+185{,}4\cdot e^{-1\,000\cdot t}(2{,}73\cdot\sin 5\,680\cdot t-\cos 5\,680\cdot t)$$

$$\frac{Q_2}{C}=184\cdot e^{-1\,000\cdot t}(2{,}75\cdot\sin 5\,680\cdot t-\cos 5\,680\cdot t)$$

$$\frac{Q_3}{C}=-184+369{,}4\cdot e^{-1\,000\cdot t}(\cos 5\,680\cdot t-2{,}74\cdot\sin 5\,680\cdot t)$$

Cu ajutorul acestor expresii s-au reprezentat în fig. 3 curba curentului i_1 și a tensiunii înlănțuite u_{12} în funcție de timp. Se observă prezența oscilațiilor amortizate, la fiecare comutare care are loc.

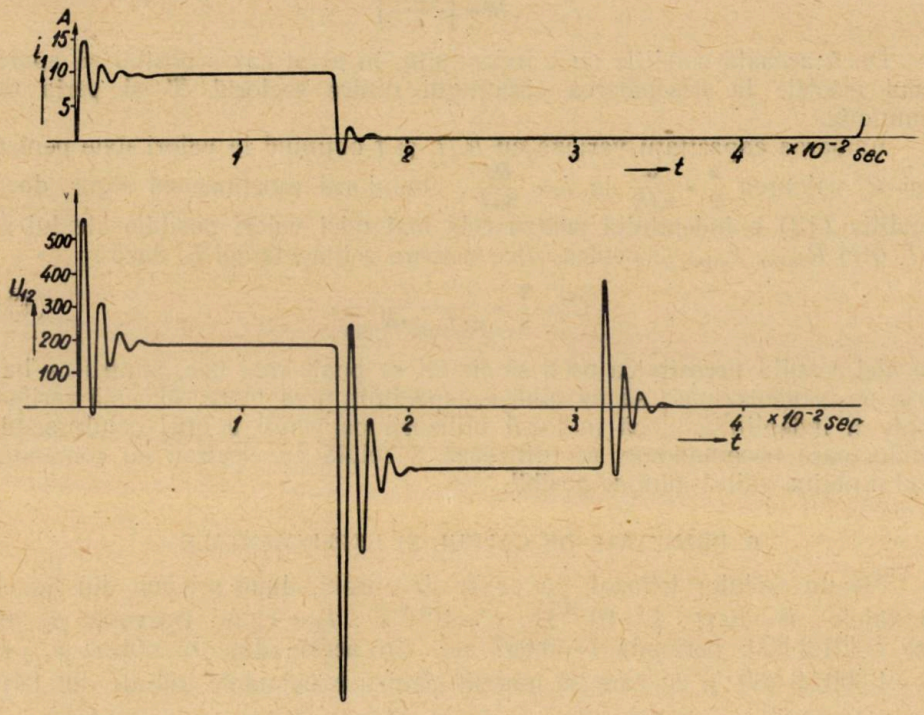


Fig. 3. Curbele de calcul ale curentului de fază i_1 și tensiunii înlănțuite u_{12} la ondulorul trifazat cu pauze de curent, pentru $C=1$ μ F, $R=20$ Ω, $L=0{,}01$ H și $I_d=9{,}2$ A.

Dacă rezistența inversă are astfel de valori, încît curentul invers e de ordinul 0,1 A sau mai mare, atunci întreruperea contactului dintre peria care a lucrat și sectorul S_1 poate provoca apariția armonicilor superioare. E cazul utilizării ca ventil a celulelor de seleniu.

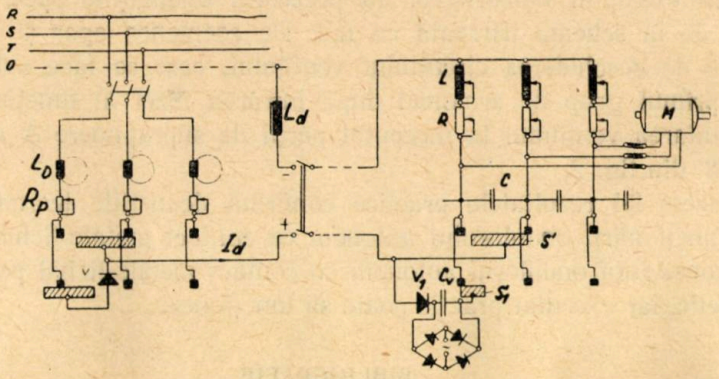


Fig. 4. Schema electrică a ondulorului autonom cu contact alunecător de mercur, experimental.

S-a executat un ondulor experimental cu contact alunecător metalo-lichid după schema din fig. 4. Curentul continuu s-a obținut de la un redresor tot cu contact alunecător metalo-lichid, alimentat de la rețeaua de distribuție. Schema ondulorului e în partea dreaptă. Față de schema din fig. 1 apare în plus, în circuitul de comutație, un condensator C_v, la bor-

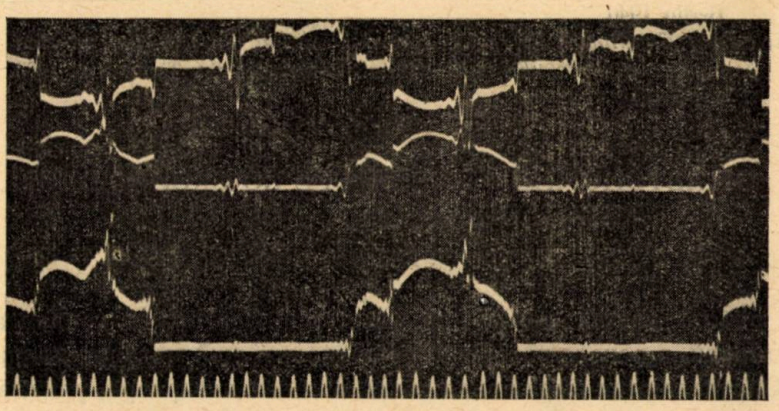


Fig. 5. Oscilogramele tensiunii înlănțuite u_{12}, a tensiunii de fază u_1 și a curentului de fază, la ondulorul autonom cu datele: C=1 μ F; I_{dm}=9,2 A; U_{dm}=188 V; f=22 Hz.

nele căruia e conectat un redresor în punte, pentru a compensa parțial căderea de tensiune pe ventilul V_1 atunci cînd el conduce. În circuitul de utilizare a fost conectat un motor de inducție M. Ventilul de comutație V_1

a fost executat din 28 plăci de seleniu de $0,1 \times 0,1$ m². S-au oscilografiat mărimile calculate în exemplul numeric și s-au obținut curbele prezentate în fig. 5. Alura curbelor e asemănătoare. Diferența constă în aceea că tensiunea continuă U_{dm} și curentul I_d nu au fost constanți cum s-a presupus din exemplul numeric, ci au prezentat ondulațiile specifice redresoarelor de la schema trifazată cu nul. De asemenea apar și armonicile provocate de deschiderea circuitului ventilului, care se face sub curentul invers (primul grup de armonici după intrarea fazei în funcțiune) și de scurtcircuitarea ventilului la începutul părții de suprapunere Δ a sectoarelor S și S' din fig. 2.

În acest fel rezultatele practice confirmă deducțiile teoretice, făcute asupra funcționării ondulorului autonom cu contact metalo-lichid.

În consecință ondulorul autonom cu contact metalo-lichid poate fi studiat teoretic, iar executat practic poate să funcționeze.

BIBLIOGRAFIE

1. Pl. Andronescu, *Aplicarea calculului operațional în studiul circuitelor electrice*, Editura tehnică, București 1957.
2. B. A. Ditkin, P. I. Kuznețov, *Spravocinic po operaționnomu iscisleniu*. Gosudartsvennoe Izdatelstvo, Moscva-Leningrad 1951.
3. M. Z. Hamudhanov, *Ciastotnoe upravlenie asinchronnim electroprivodom*. Izdatelstvo Academii Nauc Uzbescoi Taşkent 1959.
4. W. Schilling, *Die Wechselrichter und Umrichter*. Verlag Oldenbourg München und Berlin 1940.
5. T. Dordea, *Contribuție la reglarea vitezei mașinii de inducție, utilizînd contactul alunecător metalo-lichid*. Institutul Politehnic din Timișoara, 1963. Teză de dizertație.

ОБ АВТОНОМНОМ ИНВЕРТОРЕ СО СКОЛЬЗЯЩИМ МЕТАЛЛОВ-ЖИДКИМ КОНТАКТОМ

(РЕЗЮМЕ)

В работе дается схема автономного инвертора с конденсаторной коммутацией, в основе которого стоит скользящий металло-жидкий контакт. Определяются выражения токов в цепях инвертора, учитывая особенности схемы. Приводится пример расчета.

Приводится также Осцилограмма фазового тока, фазового и линейного напряжения автономного инвертора, выполненного по рассмотренной трехфазной схеме с нулем, в основе которого стоит скользящий металло-жидкий контакт. Хорошее соответствие между экспериментальными и расчетными кривыми доказывает правильност теории.

SUR L'ONDULEUR AUTONOME A CONTACT GLISSANT MÉTALLO-LIQUIDE

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on présente un schéma d'onduleur autonome ayant une commutation à condensateurs qui utilise le contact glissant métallo-liquide. On détermine les expressions des courants des circuits de l'onduleur, en tenant compte des particularités du schéma. On y présente un exemple de calcul.

En même temps on y présente l'oscillogramme du courant de phase, de la tension de phase et de la tension de ligne d'un onduleur autonome à contact glissant metallo-liquide, exécuté d'après le schéma triphasé avec zéro analysé.

La correspondance entre les courbes déterminées expérimentalement et celles déduites théoriquement est bonne, ce qui confirme la valabilité de la théorie.

CALCULUL REȚELELOR DE GRINZI DIN BETON ARMAT ÎN STADIUL PLASTIC

DE

AVRAM N. CONST., FILIMON I. și FRIEDRICH R.

Comunicare prezentată în Sesiunea de Comunicări Științifice a cadrelor didactice din 28—29 aprilie 1963

1. GENERALITĂȚI

Calculul structurilor din beton armat static nedeterminate ținînd seama de redistribuirea eforturilor în stadiul plastic estimează mai bine capacitatea lor portantă decît calculul în stadiul elastic. Pe de altă parte, înlătură discordanța existentă între calculul eforturilor în stadiul elastic și dimensionarea secțiunilor, pe baza acestor eforturi, în stadiul limită.

Spre deosebire de cadrele plane, cadrele spațiale și rețelele de grinzi din beton armat au fost mai puțin studiate în ceea ce privește comportarea lor în stadiul plastic. Lucrarea de față se ocupă de studiul teoretic și experimental al rețelelor de grinzi (ortogonale, rezemate pe contur) din beton armat în stadiul plastic.

2. CALCULUL REȚELELOR DE GRINZI

2.1. **Determinarea eforturilor în stadiul elastic.** Sarcinile ce acționează normal pe planul rețelei se consideră concentrate în noduri. Nodurile vor suferi translații normale pe planul rețelei și rotiri în jurul unor axe cuprinse în planul ei. Grinzile ce compun rețeaua vor fi, prin urmare, solicitate la încovoiere cu torsiune.

Metoda simplificată de calcul neglijează rigiditatea la rotire a nodurilor. Numărul necunoscutelor (coeficienții de distribuție ai sarcinilor din noduri) este egal cu numărul nodurilor. Ecuațiile de calcul exprimă egalitatea săgeților grinzilor de pe cele două direcții în fiecare nod [3].

În metoda exactă numărul necunoscutelor se ridică la 3 în fiecare nod (coeficientul de distribuție al sarcinii, variația momentului de încovoiere și a momentului de torsiune în dreptul nodului). Ecuațiile exprimă egalitatea săgeților și a rotirilor din încovoiere respectiv torsiune pe cele două direcții [5]. Sistemul de ecuații poate fi rezolvat prin aproximații succesive, folosind în prima aproximație valorile obținute în metoda simplificată.

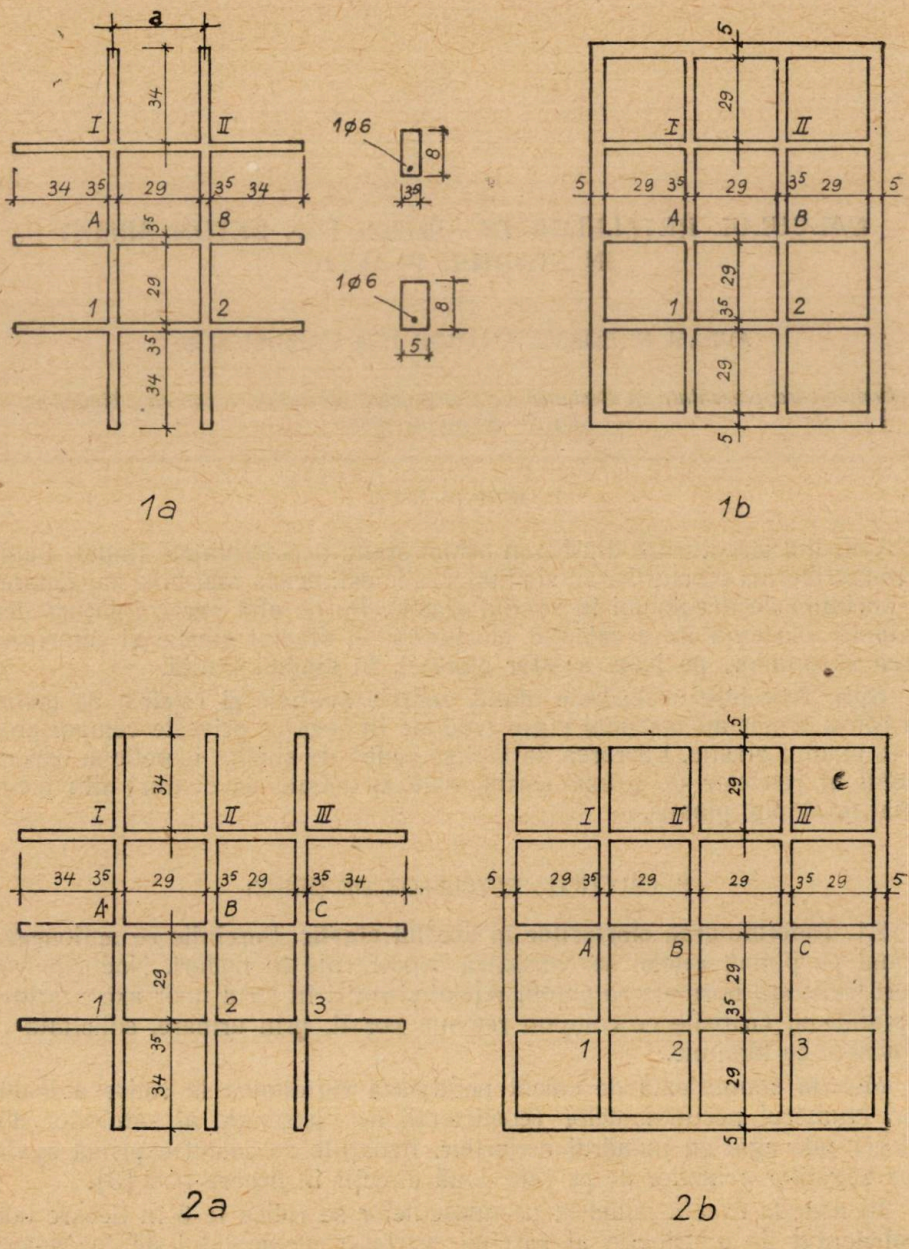


Fig. 1. Machetele 1 a, 1 b, 2 a, 2 b.

Rețelele de grinzi pot fi asimilate în calcul cu plăci ortotrope. Metoda de calcul corespunzătoare este relativ simplă și conduce la rezultate foarte apropiate de cele obținute în calculul exact [6].

2.2. **Determinarea eforturilor în stadiul plastic.** Presupunînd că rețeaua este alcătuită dintr-un material elastico-plastic perfect se poate folosi metoda ce se bazează pe utilizarea alternativă a teoremei de maxim și a celei de minim. Astfel sarcina de rupere se găsește încadrată într-un interval care se restrînge sistematic pînă la coincidența limitelor sale sau pînă la obținerea preciziei dorite [7], [8], [10].

3. PROIECTAREA ȘI ÎNCERCAREA UNOR MACHETE

3.1. **Proiectarea machetelor.** În cadrul Laboratorului de Beton armat s-au proiectat și executat 4 machete la scara 1 : 7 a unor rețele de grinzi ortogonale. Două din ele au fost alcătuite din 3 grinzi pe o direcție și 2 grinzi pe cealaltă, avînd capetele libere în cazul unei rețele și capetele prinse în grinzi marginale în cazul celei de-a doua rețele (tipul 1a și 1b). Celelalte două rețele au fost compuse din cîte 3 grinzi pe fiecare direcție cu capetele libere, respectiv prinse în grinzi marginale (tipul 2a și 2b) (fig. 1).

Calculul eforturilor s-a făcut considerînd că rețelele 1a și 2a sînt simplu rezemate pe contur și rețele 1 b și 2 b încastrate pe contur ; de asemenea s-a considerat că în fiecare nod acționează o sarcină P. Cu notațiile din fig. 1 valorile maxime ale acestor sarcini sînt date în tabela 1.

Tabela 1

Metoda de calcul	P_{max} pentru rețeaua			
	1a	1b	2a	2b
Metoda simplificată în stadiul elastic	$1{,}10\frac{M}{a}$	$1{,}59\frac{M}{a}$	$0{,}86\frac{M}{a}$	$1{,}21\frac{M}{a}$
Metoda exactă în stadiul elastic	$1{,}16\frac{M}{a}$	$1{,}60\frac{M}{a}$	$1{,}00\frac{M}{a}$	$1{,}21\frac{M}{a}$
Metoda de calcul în stadiul plastic *)	$1{,}50\frac{M}{a}$	$3{,}00\frac{M}{a}$	$1{,}00\frac{M}{a}$	$2{,}00\frac{M}{a}$

*) Nu s-a ținut seama de influența torsiunii.

M este momentul capabil al secțiunii.

Figurile de rupere plastică sînt prezentate în fig. 2.

La turnarea machetelor s-a folosit un mortar cu un dozaj de ciment de 400 kg/m³, cu agregate de 0—7 mm și un raport A/C de 0,50. În ziua încercării machetelor el a avut rezistența de rupere la compresiune pe cuburi de 245 kg/cm². Fiecare grindă a fost armată cu o singură bară de oțel beton ϕ 6 mm avînd $\sigma_c = 2\,900$ kg/cm² și $\sigma_r = 3\,750$ kg/cm².

3.2. **Încercarea machetelor.** Toate machetele au fost încercate pînă la rupere. Încărcarea s-a făcut prin intermediul unor discuri de fontă de 25 respectiv 20 kg greutate, suspendate în noduri. Treptele de încărcare au fost

la început de 25 kg pe nod iar apoi de 20 kg pe nod. Săgeţile în dreptul nodurilor s-au măsurat cu microcomparatoare şi fleximetre.

Macheta 1 a s-a încercat fiind simplu rezemată pe contur. Ruperea ei s-a produs sub o sarcină de 285 kg pe fiecare nod, prin formarea unor articulaţii şi a unor fisuri înclinate. Articulaţiile plastice nu au apărut în sec-

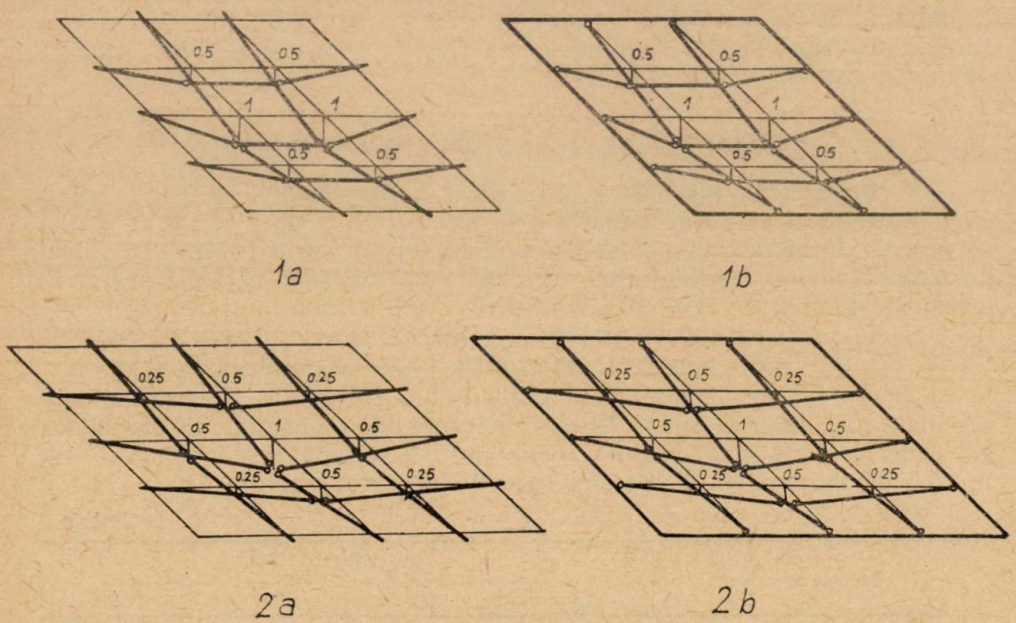


Fig. 2. Figuri de rupere.

ţiunile stabilite prin calcul (fig. 2). În grinzile scurte au apărut cîte o articulaţie pe porţiunile centrale $A—B$ şi $I—II$ şi o rupere combinată din încovoiere şi forţe tăietoare în porţiunea 1—2 (fig. 2 şi 3). Apariţia acestor articulaţii se poate datora rezistenţei probabil mai mici în aceste porţiuni faţă de zonele din regiunea nodurilor, momentul încovoietor pe aceste porţiuni fiind constant. În grinzile lungi a apărut o articulaţie în nodul B şi un început de articulaţie în nodul A. Din calculul plastic în metoda descrisă mai sus rezultă, ţinînd seama de dimensiunile reale ale secţiunilor de beton, $P = 260$ kg/nod.

Ruperea machetei 1b, simplu rezemată, s-a produs la o sarcină de 325 kg/nod prin fisuri înclinate, după ce s-a schiţat în unele secţiuni formarea de articulaţii plastice (fig. 4).

Figura de rupere obţinută în cazul machetei 2a corespunde bine cu cea stabilită prin calcule. Cedarea s-a produs prin formarea numărului critic de articulaţii plastice. În afară de o fisură din nodul II puţin dezvoltată, în celelalte secţiuni prevăzute s-au format articualţii pronunţate. În momentul cedării au apărut însă şi fisuri înclinate şi orizontale (fig. 5).

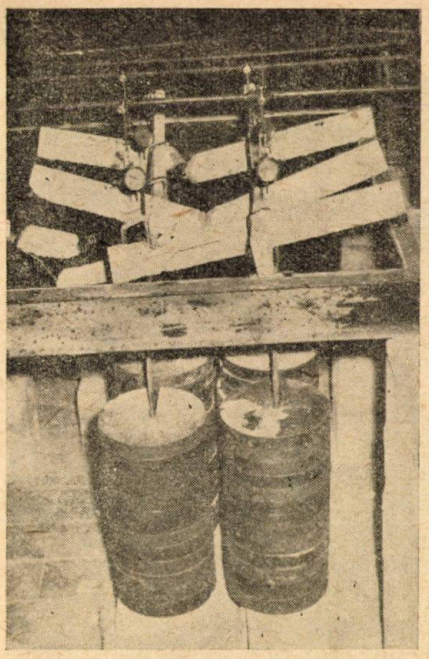


Fig. 3. Macheta 1 a după încercare.

Fig. 4. Macheta 1 b după încercare.

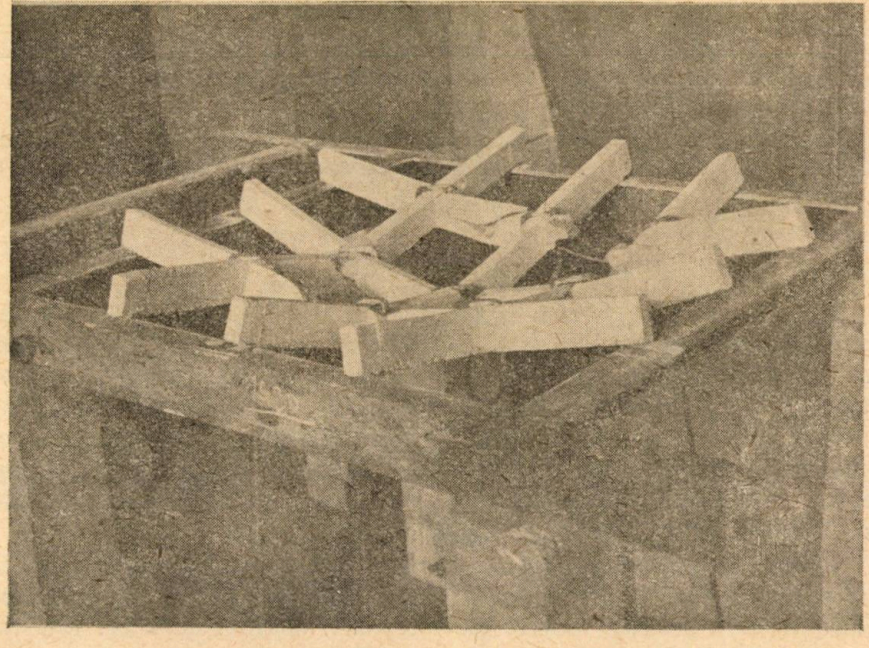


Fig. 5. Macheta 2 a după încercare.

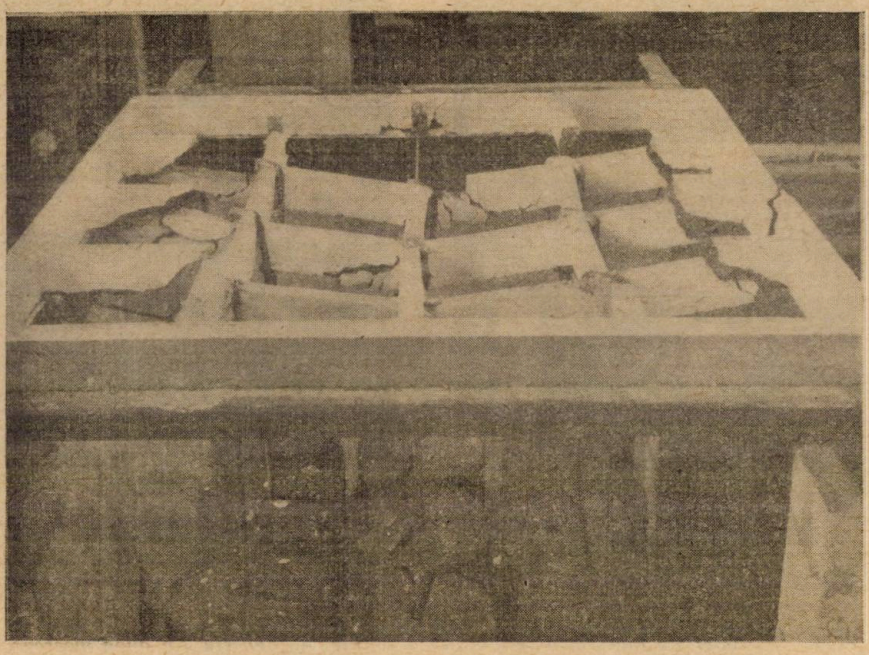


Fig. 6. Macheta 2 b după încercare.

La cedare fiecare nod a fost încărcat cu o forță de 180 kg. Din calculul în stadiul plastic rezultă fără a ține seama de influența rigidității la torsiune o forță limită de 175 kg pe nod.

Macheta 2 b, încastrată pe contur, s-a rupt prin depășirea rezistenței la întindere a betonului în secțiuni înclinate sub o sarcină de 250 kg pe nod. Sarcina limită calculată este de 350 kg (fig. 6).

4. CONCLUZII

În cazul machetei 2 a și mai puțin în cazul machetei 1 a figura de rupere obținută experimental corespunde cu cea aflată prin considerații teoretice. Sarcinile de rupere reale le depășesc pe cele calculate în stadiul plastic fără a ține seama de influența rigidității la torsiune a grinzilor.

Machetele 1 b și 2 b au cedat la forțe tăietoare, deoarece grinzile nu au fost armate pentru preluarea acestora. Totuși se poate remarca că sarcinile sub care s-au rupt aceste rețele sînt mai mari decît cele calculate în stadiul elastic ținînd seama de rigiditatea la torsiune.

Calculul în stadiul plastic s-a efectuat fără a ține seama de rigiditatea la torsiunea grinzilor, deoarece în cazul betonului armat nu se cunoaște măsura în care aceasta întîrzie formarea articulațiilor plastice. Experiențe viitoare vor putea da indicații în această direcție.

BIBLIOGRAFIE

1. Apostolescu V. I., Metode de calcul plastic în statica construcțiilor. Ind. Constr. și a Mat. de constr., 1957, Nr. 12, p. 674.
2. Baker A. L. L., *The Ultimate load Theory Applied to the Design of Reinforced and Prestressed Concrete Frames*, London.
3. Cireșeanu P., *Calculul rețelelor de grinzi în casete*, București, E.T., 1960.
4. Cohn M., Metodele elastice și plastice în calculul structurilor. Ind. Constr. și a mat. de constr., 1957, Nr. 4, p. 216.
5. Enyedi B., Trägerrost und Platte, Beton und Eisen, 1935, Nr. 3, p. 42.
6. Girkmann K., *Flächentragwerke*, Wien, Springer V., 1955.
7. Heyman J., The Limit Design of a Transversely Loaded Square Grid, Journal of Appl. Mec., 1952, Nr. 2, p. 153.
8. Jaeger T., Traglastberechnung von Trägerrosten, Bautechnik, 1957, Nr. 4, p. 155.
9. Massonet Ch., Save M., *Calcul plastique des constructions*, vol. I, Bruxelles, Girardot & Co., 1961.
10. Pop A. ș.a., Calculul rețelelor de grinzi din beton armat în stadiul plastic, Revista Construcțiilor și a Materialelor de Constr. Nr. 4, 1962, p. 201.
11. Rjanițin A. R., *Rasciot soorujenii s ucetom plasticeskih svoistv materialov*, Moskva, Gosstroiizdat, 1954.

РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ БАЛОЧНЫХ РЕШЕТОК В ПЛАСТИЧЕСКОМ СОСТОЯНИИ

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматриваются прямоугольные балочные решетки опирающиеся по краям. Были проэктированы, построены и испытаны четыре сорта армированного состава. Расчет был произведен сравнительно с упругостным методом, принимая во внимание перераспределение усилей в пластической стадии.

LE CALCUL DES RÉSEAUX DE POUTRES DE BÉTON ARMÉ EN STADE PLASTIQUE

(RÉSUMÉ)

L'ouvrage se rapporte aux réseaux de poutres orthogonales appuyées au contour. On a projeté, exécuté et essayé 4 types de maquette en mortier armé. On a effectué le calcul par la méthode élastique et en considérant la rédistributions des efforts en stade plastique.

REZULTATE NOI PRIVIND REVIBRAREA BETOANELOR

DE

AVRAM N. CONSTANTIN, N. I. VOINA, M. PAUNESCU,
A. MIHAESCU, A. GRUIA

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

Prezenta lucrare se încadrează în seria de cercetări experimentale privind îmbunătățirea calității betoanelor prin revibrare. Studiile privind această problemă au fost inițiate de laboratorul comun al Catedrei de Beton Armat și al Secției de Cercetări INCERC Timișoara.

1. CONSIDERAȚII GENERALE

Vibrarea betonului a făcut obiectul multor lucrări de specialitate fiind una dintre cele mai apreciate și răspîndite metode de compactizare. Mai puțin este cunoscută vibrarea repetată și mulți cercetători sînt de părere că nu se poate revibra betonul în perioada după turnare.

Primele experiențe în legătură cu revibrarea au fost efectuate în cursul celui de-al II-lea război mondial, la construirea unor vase cisternă pentru mărirea adeziunii dintre beton și armătură. De atunci procedeul a fost folosit în mod sporadic iar cercetările publicate sînt insuficiente ca număr conținînd totodată aspecte contradictorii. Astfel după cercetătorul american C. A. Vollick [1] intervalul optim de revibrare este considerat la 1—2 ore după turnare, iar după cercetătorul francez M. Duriez [2] la 3—4 ore după turnare.

Concluzia de mai sus a fost formulată cu ocazia Congresului III de beton și prefabricate de la Stockholm din 1960 [3] care ocupîndu-se printre altele și de problema revibrării a scos în evidență că este prematur ca pe baza rezultatelor obținute pînă în prezent să se facă recomandări în legătură cu introducerea pe scară industrială a procedeului. Opinia predominantă a fost că revibrarea oferă avantaje dar pentru aplicarea în practică mai trebuie făcute cercetări sistematice în continuare.

Din consultarea literaturii de specialitate se remarcă faptul că cercetătorii străini au efectuat o singură revibrare la un anumit interval de timp de la vibrarea inițială, iar scopul principal al revibrării a fost mărirea compactității.

2. STADIUL PROBLEMEI LA NOI IN ȚARĂ

Abandonînd criteriile de revibrare stabilite arbitrar care urmăreau exclusiv mărirea compactității, — compactitatea fiind considerată principalul indice de calitate cercetările inițiate la Timișoara au avut ca scop atît mărirea compactității cît și eliminarea stării de tensiune ce apare în sistemul: piatră de ciment — agregate ca rezultat al contracțiilor masive ce se produc în perioada de priză.

Procedeul revibrării și criteriile de aplicare stabilite cu ocazia cercetărilor [4], [5] se deosebește esențial de procedeele din literatură prin aceea că:

— se aplică după metodologie determinată pe baza criteriilor de eliminare a tensiunilor interne și de micșorare a contracțiilor din perioada de priză;

— se efectuează un ciclu succesiv de vibrații pînă la sfîrșitul prizei cimentului;

— nu pune accentul exclusiv pe mărirea compactității.

3. OBIECTUL CERCETĂRILOR

În continuarea studiilor efectuate în perioada 1961—1962 cercetările prezente au fost axate pe stabilirea influenței parametrilor mai importanți ca dozaj de ciment, granulozitate, raport apă-ciment, natura cimentului și a agregatelor asupra principalelor caracteristici fizico-mecanice: greutate specifică aparentă, rezistență la compresiune la diverse vîrste, rezistență la întindere din încovoiere, contracție etc.

Studiile au fost efectuate în paralel cu probe vibrate numai la turnare și pe probe revibrate în perioada turnare-sfrîșit de priză, criteriu stabilit ca fiind optim în una din cercetările anterioare [4].

4. PROBE DE BETON SIMPLU

La executarea betoanelor au fost folosite următoarele materiale: cimenturi M400, P500 și RIM ale căror caracteristici fizico-mecanice sînt date în tabela 1.

Tabela 1

Caracteristicile fizico-mecanice ale cimenturilor folosite

Ciment	Începutul prizei		Sfîrșitul prizei		Apă de consistență normală %	Rezistența la comprimare kg/cm² zile R_c		
	ore	min	ore	min		3	7	28
M 400	2	40	5	30	28,3	165	260	396
P 500	2	30	4	00	26,5	—	280	519
RIM	1	15	2	45	29,4	315	460	530

Agregate: balast de Ghioroc, balast de Mureș, granodiorit și zgură expandată. Agregatele au fost sortate pe trei fracțiuni: 0/7, 7/15 și 15/30 mm,

iar curbele de granulozitate folosite sînt exprimate în diagramele din figurile 1 și 2.

Apa : s-a utilizat apa potabilă de robinet.

Amestecarea s-a făcut manual pînă la obținerea unei structuri omogene.

Compactizarea probelor s-a făcut în toate cazurile prin vibrare pe o vibromasă avînd următorii parametrii de vibrare : amplitudinea 0,6—0,8 mm, frecvența 2 800 ture/min, durata 2 minute.

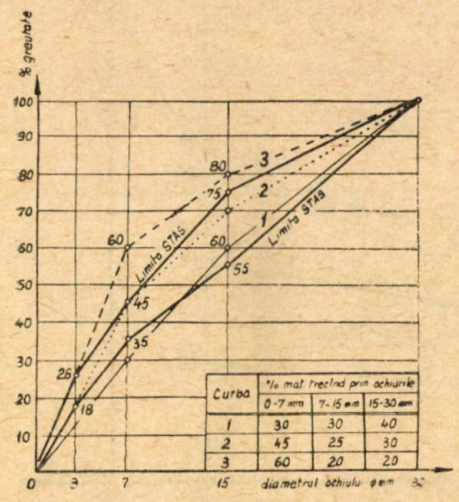


Fig. 1. Curbele de granulozitate a agregatelor (balast de Ghioroc).

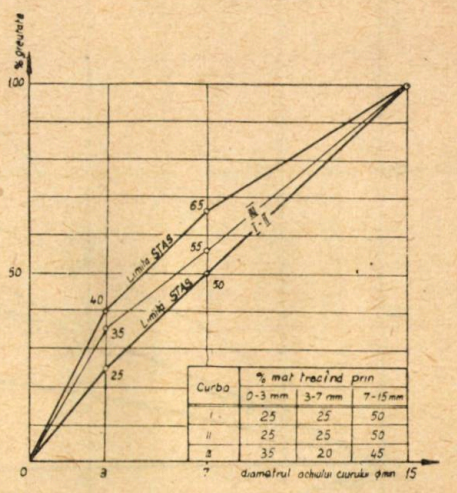


Fig. 2. Curbele de granulozitate a agregatelor (*I* — zgură expandată ; *II* — granodiorit și *III* — balast de Mureș).

Pentru încercările fizico-mecanice s-au executat :

— cuburi cu $l = 20$ cm, pentru R_b și γ_b ;

— prisme de $10 \times 10 \times 55$ cm, pentru contracții și R_{tt} ;

— prisme de $10 \times 10 \times 30$ cm, pentru modulii de elasticitate.

După confecționare probele au fost împărțite în două serii, prima serie vibrate numai la turnare, constituie seria martor, iar a doua serie a fost revibrată în perioada imediat după confecționare pînă la sfîrșit de priză. Revibrarea s-a efectuat pe aceeași vibromasă la interval de 30 minute cu o durată de 30 secunde.

La 24 ore probele au fost decofrate și păstrate în hala de experimentare pînă la data încercărilor. Temperatura în hală a variat între 10—15 °C.

4.1. Rezultate și interpretări

4.1.1. *Influența dozajului de ciment*

Studiul influenței acestui parametru s-a făcut în condițiile menținerii constante a granulozității agregatelor și raportului apă-ciment. S-a folosit pietriș de Ghioroc de granulozitate redată prin curba 2 din fig. 1, iar

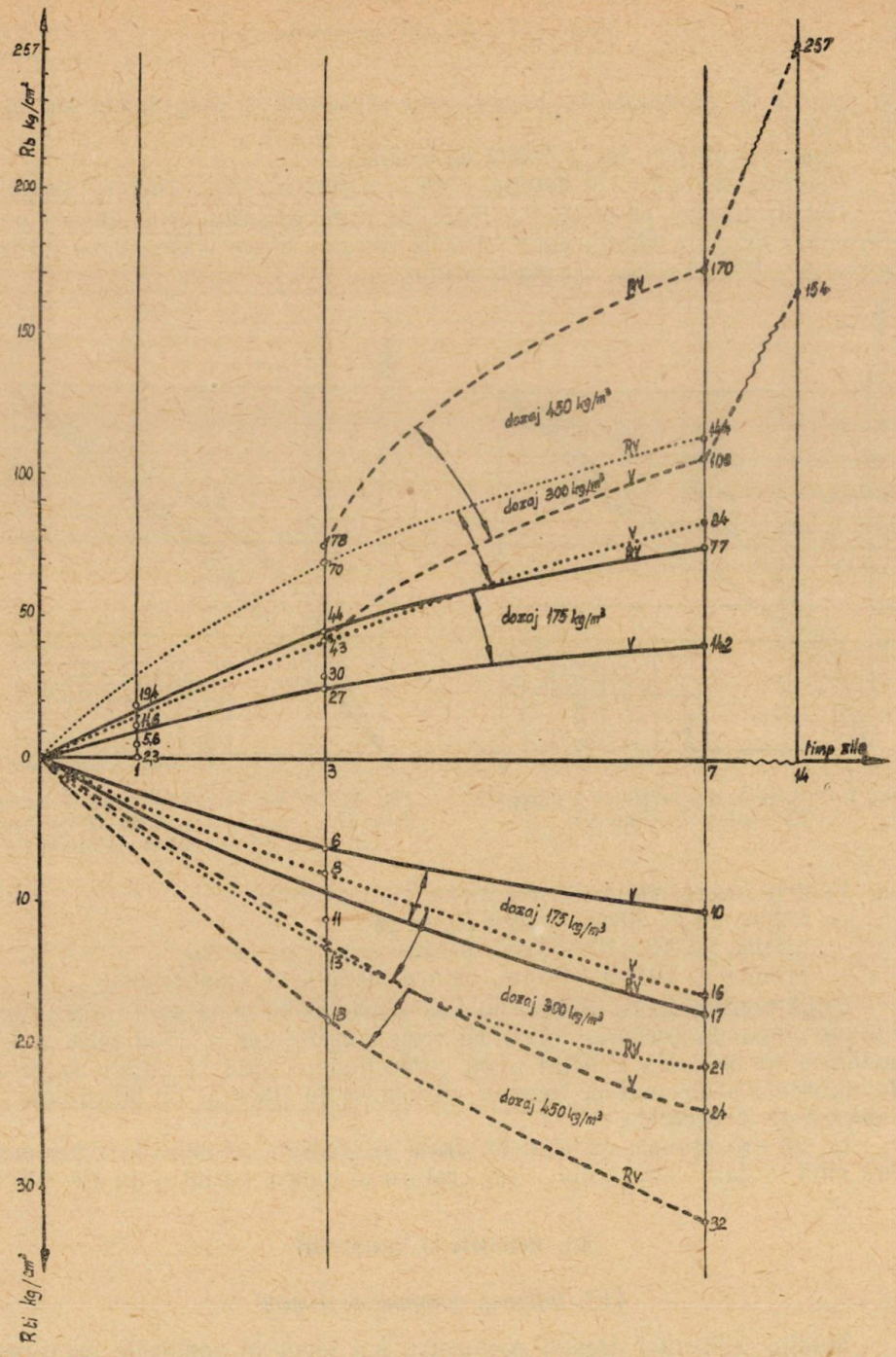


Fig. 3. Dependența rezistențelor la compresiune (R_b) și rezistențelor la întindere din încovoiere (R_{ti}), în funcție de timp, pentru diferite dozaje de ciment.

raportul *a/c* a fost ales de așa manieră încît să asigure o bună lucrabilitate, fiind egal cu 0,48. Dozajul de ciment s-a variat în următoarele trepte: 175; 300; 450 kg/mc. Compactizarea s-a făcut conform indicațiilor de la punctul 4. La vîrsta de 1; 3; 7 zile s-a determinat rezistența la compresiune (R_b) iar la 3 și 7 zile rezistența la întindere din încovoiere (R_{ti}). Rezultatele sînt reprezentate în diagrama din fig. 3.

Din analiza valorilor obținute se constată:

Cu creșterea dozajului de ciment cresc și rezistențele la compresiune și cele la întindere din încovoiere, atît la probele vibrate cît și la cele revibrate.

Indiferent de dozajul de ciment, sporul de rezistență la probele revibrate față de cele vibrate este în medie de 75% pentru R_b și de 55% pentru R_{ti}.

Din diagrama din fig. 3, se constată că revibrarea duce la o creștere importantă a lui R_b și R_{ti} obținîndu-se o suprapunere a curbelor ce reprezintă evoluția rezistențelor în timp pentru dozajele 175 în cazul betoanelor revibrate și 300 în cazul betoanelor vibrate, de unde se deduce că se obțin mărci egale deși la probele revibrate dozajul de ciment a fost micșorat de la 300 kg/mc la 175 kg/mc. Această constatare se extinde și asupra betoanelor compactizate prin revibrare și vibrare, cu dozaje de 300 kg/mc, respectiv 450 kg/mc.

Pentru a stabili comparativ influența vibrării și revibrării asupra rezistențelor la compresiune s-a introdus „coeficientul de eficacitate" a celor două sisteme calculat pe baza raportului R_b/dozaj. Valorile rezultate sînt date în tabela 2.

Tabela 2

Rezultatele încercărilor experimentale pentru diferite dozaje de ciment

Mod de compactizare	Dozaj ciment kg/mc	R_b, kg/cm², la zile			R_b/dozaj la zile în kg/cm²/kg ciment		
		1	3	7	1	3	7
V	175	2,3	27,0	42	0,013	0,154	0,239
RV		5,6	44,0	77	0,032	0,252	0,441
V	300	11,6	30,0	84	0,038	0,100	0,280
RV		19,4	70,0	114	0,065	0,233	0,381
V	450	—	43,0	108	—	0,096	0,241
RV		—	78,0	170	—	0,123	0,378

Rezultă că prin revibrare cimentul este mult mai eficient utilizat în betoane deoarece se obține un coeficient de eficacitate mai mare în medie cu 90%. De asemenea se observă că la dozaje de 300 kg/mc beton se obține cea mai economică utilizare a cimentului rezultînd coeficienți de eficacitate superiori în comparație cu dozajele de 175 și 450 kg/mc.

Pentru dozajul de 175 kg/mc în cazul probelor încercate la 7 zile s-au obținut în urma compactizării prin vibrare un coeficient de eficacitate de

0,239, iar pentru probele revibrate un coeficient de 0,441, ceea ce reprezintă un spor de 84%, iar în cazul dozajului de 300 kg/mc pentru probele încercate la 3 zile acest spor are valori de 133%.

Efectul revibrării se manifestă precum rezultă din fig. 3 și asupra lui R_{tt} obținîndu-se pe probe identice ca și compoziții și dozaje sporul de rezistențe de 50—60% comparativ cu cele vibrate numai inițial.

4.1.2. *Influența raportului a/c*

Punerea în evidență a acestui parametru s-a făcut pe probe de beton executate cu un dozaj de 300 kg/mc și cu agregate de Ghioroc de granulozitate redată în fig. 1, curba 2. Pe probe vibrate și revibrate s-a studiat influența a trei rapoarte *a/c* și anume : 0,36, 0,45 și 0,56.

Compactizarea s-a efectuat prin același sistem, descris la punctul 4, păstrîndu-se constanți parametrii de vibrare și revibrare. Rezultatele încercărilor efectuate la 1, 3 și 7 zile pentru R_b și R_{tt} sînt prezentate în fig. 4.

În ceea ce privește rezistența la compresiune se constată că cele mai bune rezultate se obțin pe probele revibrate la care raportul *a/c* a fost de 0,45. În acest caz sporul de rezistență în comparație cu probele vibrate este la 1 zi de 71%, la 3 zile de 75% iar la 7 zile 77,6%.

Pentru probele executate cu un raport apă-ciment 0,36 se obține o creștere medie de numai 36%. Sporul mai mic comparativ cu cel obținut pe un raport apă-ciment 0,45 se explică prin faptul că betoanele prezintă o slabă lucrabilitate și coeziune ducînd la o compactizare dificilă. De asemenea s-a constatat că la mărirea raportului apă-ciment la valoarea de 0,56 creșterea rezistenței este de numai 30%. În acest caz diminuarea sporului de rezistență se datorește raportului *a/c* la care s-a adiționat și efectul vibrării repetate care au dus la o segregare parțială a betonului, observată la ruperea probelor.

Pe altă serie de probe s-a variat în anumite limite dozajul de ciment și raportul apă-ciment. Astfel pentru betoane cu un dozaj de 475 kg/mc s-a variat raportul *a/c* la 0,38, 0,40 și 0,45 iar pentru betoanele cu un dozaj de 350 s-a variat raportul *a/c* la 0,45, 0,50 și 0,55. Rezultatele obținute la 28 zile sînt redate în figura 5. Se constată și în acest caz o creștere însemnată a rezistențelor indiferent de dozajul de ciment între valorile raportului *a/c* 0,40—0,50. Sporul de rezistență este și la această serie de probe mai mare pentru dozajul de 350 kg/mc în comparație cu cele realizate cu un dozaj de 475 kg/mc. La raportul *a/c* de 0,55 s-a constatat un spor de rezistență mai mic din motivele arătate mai sus. De aici rezultă că cele mai bune rezultate la revibrare se obțin în limitele dozajului 300—400 kg/mc și la rapoarte *a/c* cuprinse între 0,4—0,5.

Pe aceste betoane a fost determinată și greutatea specifică aparentă γ_b pentru a se putea pune în evidență creșterile produse de revibrare. Rezultatele sînt de asemenea redate în fig. 5. Reiese că revibrarea duce la o creștere a lui γ_b cuprinsă între valorile 2—3%. În mod similar cu R_b cele mai mari valori ale compactizării prin revibrare determinate prin γ_b se obțin la raporturi *a/c* cuprinse între 0,4—0,5 și la dozaje de ciment de 350 kg/mc.

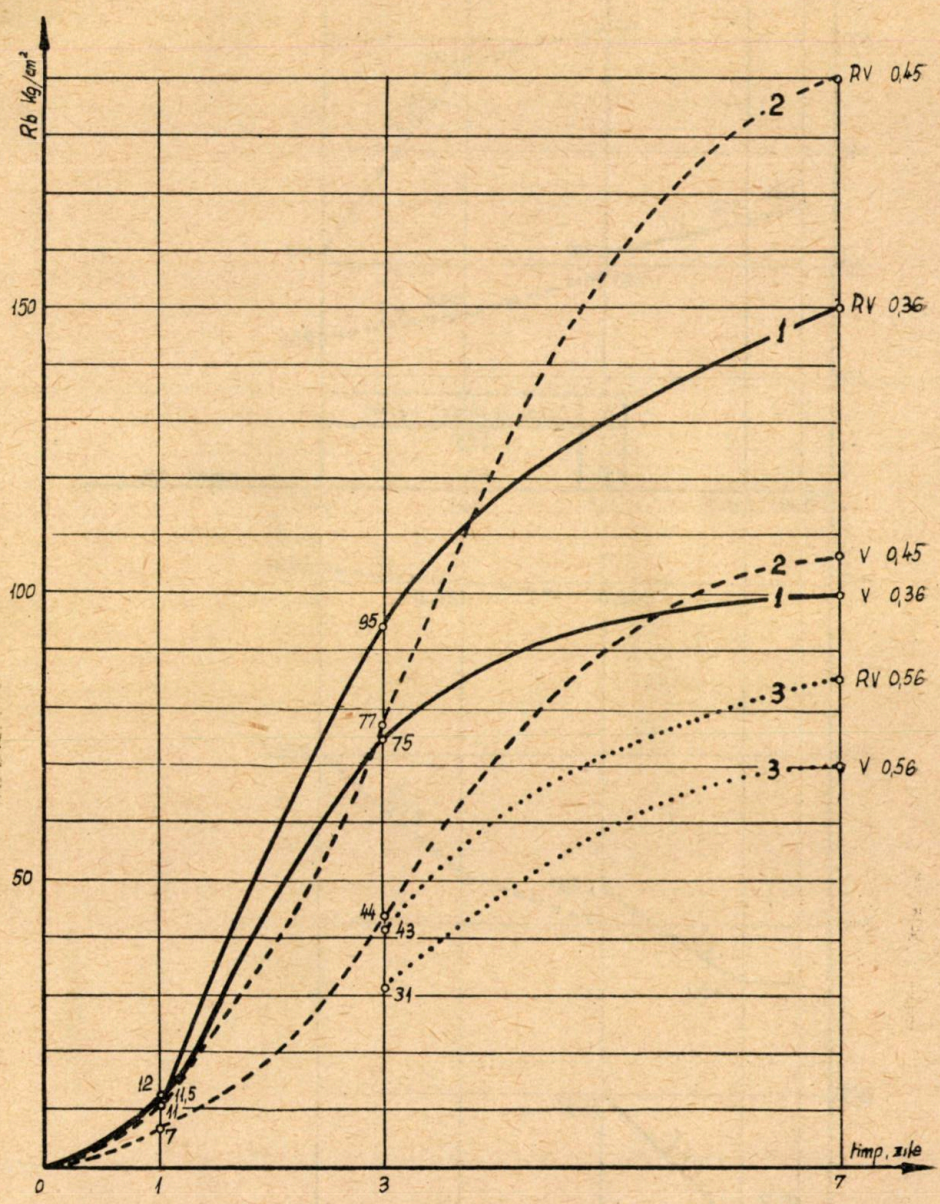


Fig. 4. Dependența rezistențelor la compresiune (R_b) în funcție de timp pentru diferite rapoarte *a/c*.

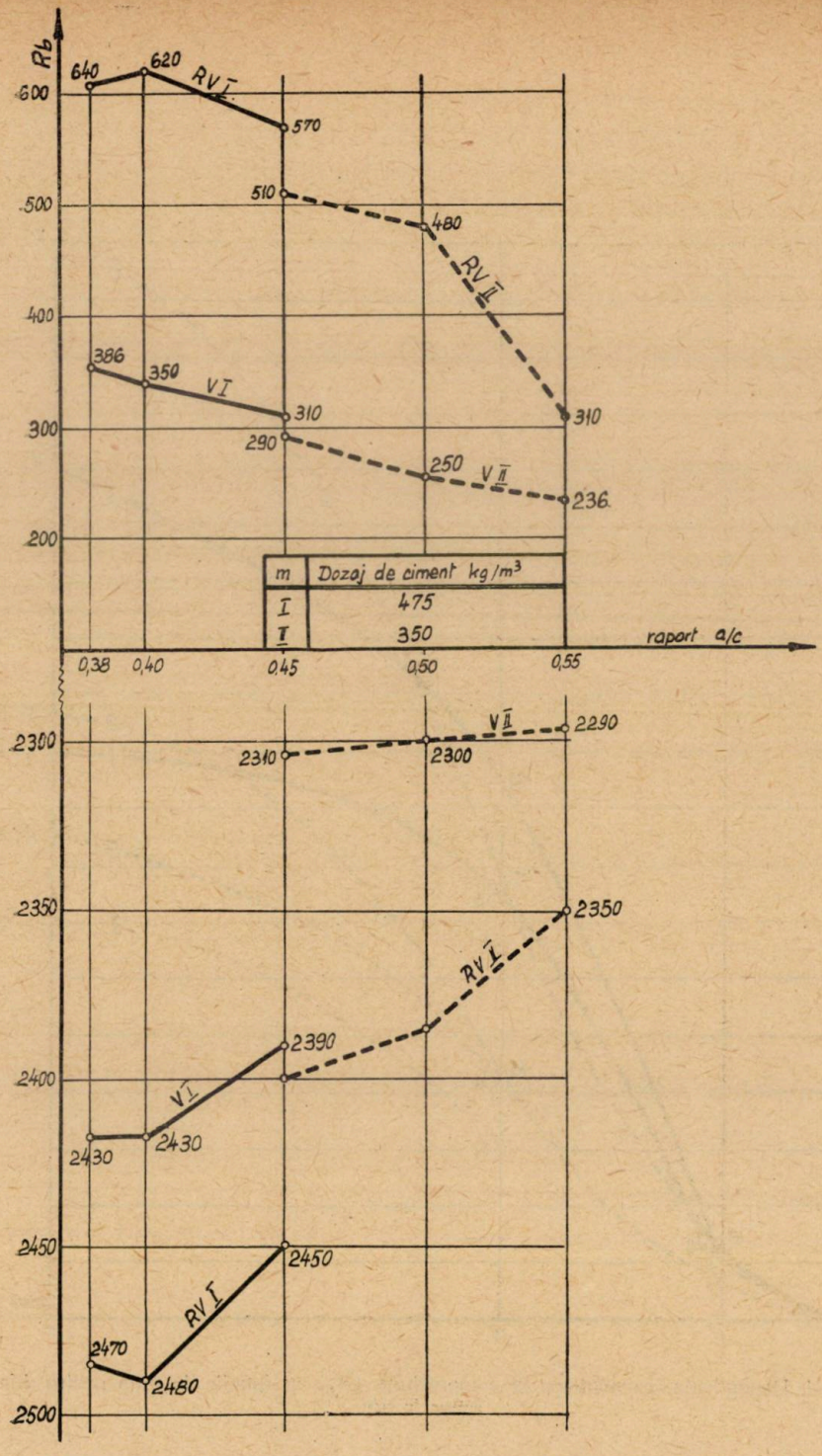


Fig. 5. Evoluția în timp a rezistenței la compresiune (R_b) și a greutății specifice aparente (γ_b) în funcție de dozajul de ciment și raportul *a/c*.

La raporturi *a/c* inferioare lui 0,4 se obține la revibrare valori ale lui γ_b mai mici din cauza că se efectuează o mai slabă compactizare determinată de consistența vîrtoasă a betoanelor. La raporturi mai mari de 0,5 din cauza vibrării intensive există tendința de segregare a amestecului. Aceste constatări exprimă în suficientă măsură de ce în funcție de dozajul de ciment și de raportul *a/c* se obțin sporuri de rezistență diferite la revibrare.

Concluziile obținute sînt importante pentru practica revibrării întrucît stabilesc domeniul de variația raportului *a/c* și limitele dozajelor pentru care se obține maximum de eficacitate a revibrării.

4.1.3. *Influența granulozității*

Studiul influenței granulozității s-a făcut pe probe realizate cu un dozaj de ciment de 300 kg/mc și cu un factor *a/c* de 0,45. Variația granulozității este reprezentată în fig. 1 prin curbele *1, 2, 3.* Confecționarea și compactizarea probelor s-a făcut ca la punctul 4. Pe probele vibrate și revibrate s-au determinat R_b, $R_{tî}$ și γ_b. Rezultatele pentru prima caracteristică sînt redate în fig. 6.

Din interpretarea datelor se constată următoarele : probele confecționate cu granulozitate 1 la care fracțiunea 0/7 este în afara domeniului curbelor limită pentru agregate 0/30 mm, iar fracțiunea 7/15 și 15/30 este în interiorul domeniului, prezintă la vîrste tinere 1—7 zile pe probele revibrate comparativ cu cele vibrate sporul de rezistență în mediu de 80%. Probele de beton confecționate cu agregate de granulozitate 2, care se încadrează integral în limitele domeniului recomandat, prezintă la aceleași vîrste creșteri ale rezistenței la compresiune comparabile. De aici se deduce că variația granulozității în limite restrînse nu are un efect diferențiat asupra caracteristicilor probelor revibrate. Pentru a pune în evidență rolul granulozității la o serie de probe s-a majorat fracțiunea 0/7 la 60%. Se constată în acest caz o diminuare a sporului de rezistență de la 80% la 30% pentru probele revibrate. Agregate de această granulozitate fiind în afara domeniului recomandat de STAS 1667/54 atrage după sine dificultăți de compactizare chiar prin procedeul revibrării. Dificultățile de compactizare a betoanelor se datoresc în acest caz cantității mari de fracțiuni fine 0/7 mm care la un raport $a/c = 0{,}45$ își micșorează consistența. Pentru a se păstra aceiași lucrabilitate ar fi fost necesar mărirea raportului *a/c.*

În ceea ce privește rezistențele la întindere din încovoiere s-a constatat că variația granulozității în limitele curbelor *1, 2, 3,* exercită o mai mică influență rezultînd sporuri aproximativ egale ; în medie de 50%.

Greutatea specifică aparentă a crescut cu 3,5% pentru probele de granulozitate 1 și 2 și cu 2,5% pentru probele de granulozitate 3. Creșterea mai mică în ultimul caz se datorește procentului mare de fracțiuni fine care la același raport *a/c* imprimă betoanelor o consistență mai vîrtoasă fiind astfel mai greu de compactizat.

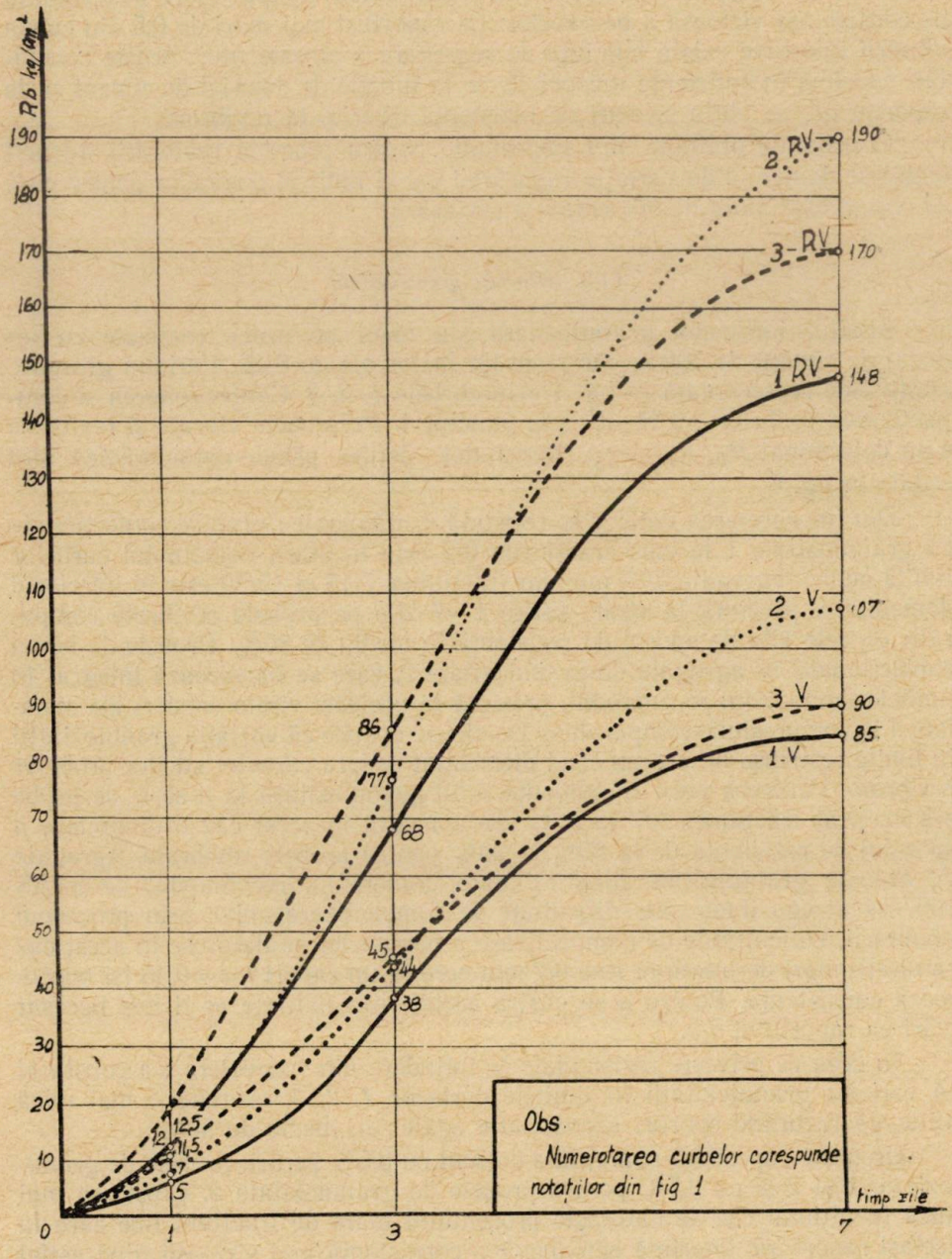


Fig. 6. Dependența rezistenței la compresiune (R_b) în funcție de timp pentru diferite granulozități.

4.1.4. *Influența naturii cimentului*

Dependența eficacității revibrării de natura mineralogică a cimenturilor s-a tratat în detaliu în lucrarea [5] cu care ocazie s-a stabilit că cele mai bune rezultate se obțin pe cimenturile la care este preponderent C_3S față de C_2S și C_3A față de C_4AF. Deoarece studiile inițiale au fost efectuate pe pastă de ciment în lucrarea prezentă s-a căutat să se stabilească gradul de transpunere a fenomenului la betoane.

S-au experimentat 3 cimenturi și anume: RIM, P500 și M400 ale căror caracteristici fizico-mecanice sînt redate în tabela 1. La confecționare au fost păstrați constanți următorii parametri:

— dozajul de ciment 350 kg/mc,
— raport apă-ciment 0,45,
— agregate de Mureș, cu granulozitatea redate în fig. 2, curba 2,
— compactizarea pentru probele martori s-a făcut cu masa vibrantă de 2 800 oscilații pe minut, timp de 2 minute,
— revibrarea; s-a făcut la aceeași vibromasă, din 30 în 30 de minute cu o durată de 30 secunde în intervalul turnare—sfîrșit de priză,
— păstrarea; 24 ore în cofraje, 1—7 zile mediu umed și 7—28 zile în hala de experimentare la temperatură de 17—24 °C.

Pe probe vibrate și revibrate s-a determinat la 7 și 28 de zile γ_b și R_b Rezultatele sînt redate în tabela 3.

Tabela 3

Rezultate experimentale, în funcție de natura cimentului

Ciment	Mod de compactizare	γ_b în kg/mc la zile		% de creștere a lui γ_b		R_b kg/cm² la zile		% de creștere R_b la zile	
		7	28	7	28	7	28	7	28
RIM	V	2 350	2 320	—	—	240	410	—	—
	RV	2 420	2 380	2,9	2,6	510	720	112,50	75,6
P 500	V	2 360	2 300	—	—	185	304	—	—
	RV	2 415	2 380	2,3	3,5	367	600	98,3	98,0
M 400	V	2 320	2 280	—	—	110	256	—	—
	RV	2 390	2 340	3,0	2,6	189	416	71,7	62,6

Se constată că betoanele revibrate cu cele trei tipuri de cimenturi se comportă diferit la revibrare obținîndu-se la 7 zile o creștere a rezistenței la compresiune de:

— 112% pentru betoanele cu ciment RIM,
— 98% pentru betoanele cu ciment P500,
— 71% pentru betoanele cu ciment M400.

Rezultatele obținute la 28 de zile sînt comparabile cu cele de la 7 zile cu excepția betoanelor cu ciment RIM unde se constată o diminuare a sporului de rezistență de la 112—76%. De aici nu trebuie trasă concluzia că se tinde înspre o egalizare a rezistențelor în timp la beoanele vibrate și revibrate întrucît cercetările redate în continuare arată că atunci cînd agregatele

au rezistență corespunzătoare sporul diferențial la cele două categorii de betoane, se menține. În cazul discutat mai sus scăderea diferenței de rezistență între probele vibrate și revibrate se datorește exclusiv rezistenței necorespunzătoare agregatelor care au cedat la eforturi de 650—700 cm², provocînd ruperea betoanelor și limitînd creșterea normală a lui R_b în timp.

Comportarea diferențiată a cimenturilor la revibrare se explică satisfăcător prin ipotezele emise în lucrarea [5] unde se arată că în perioada de priză cele trei cimenturi au contracții inițiale diferite și tensiuni diferite, iar anularea consecințelor negative ale acestora se face în mod diferit în funcție de natura cimentului. Datele obținute sînt importante pentru producție întrucît indică cantitativ sporul de rezistență pe care se poate conta, în cazul revibrării betoanelor cu diverse cimenturi.

4.1.5. *Influența timpului*

Este important de știut dacă sporul de rezistență între probele vibrate și revibrate se păstrează în timp. Problema a fost sesizată în anul 1960 la Congresul de beton și prefabricate de la Stockholm [3] unde pe baza unor rezultate obținute de diverși cercetători s-a formulat părerea că diferența de rezistențe se diminuează în timp ajungînd să se egalizeze la un anumit interval după turnare.

Pentru a se urmări acest aspect s-au executat betoane realizate cu două tipuri de agregate — granodiorit și zgură expandată și cu ciment P500. Caracteristicile cimentului și granulozitățile agregatelor sînt redate în tabela 1 și fig. 2.

La confecționare s-au folosit un dozaj de ciment de 250 kg/mc și un raport *a/c* de 0,50 la betoanele cu granodiorit și 0,58 la betoanele cu zgură expandată. Variația raportului *a/c* s-a făcut în scopul menținerii aceleiași lucrabilități. Tot pe această serie de probe s-a urmărit și influența sistemului de revibrare fiind experimentat în paralel cu vibromasa și pervibratorul tip I.50 cu 5 700 oscilații pe minut. Încercările s-au făcut la 7, 28, 90 și 360 de zile. Rezultatele sînt redate în tabela 4 și fig. 7.

Tabela 4

Evoluția rezistențelor în timp pentru betoane cu zgură expandată și granodiorit vibrate și revibrate

Beton	Compactizarea	R_b în kg/cm², la zile				% de creștere a R_b				Greutatea specifică aparentă (γ_b) kg/mc, la zile			
		7	28	90	360	7	28	90	360	7	28	90	360
cu zgură expandată	1	30	86	116	135	—	—	—	—	1 710	1 630	1 620	1 620
	2	58	130	168	188	93,4	51,2	44,8	39,2	1 780	1 690	1 680	1 685
	3	42	105	136	154	40,0	22,4	17,2	14,1	1 760	1 660	1 660	1 650
cu granodiorit	1	70	158	210	248	—	—	—	—	2 270	2 230	2 180	2 160
	2	123	272	370	445	75,7	72,1	76,2	79,3	2 395	2 310	2 300	2 395
	3	110	242	315	370	57,1	53,0	50,0	51,0	2 350	2 270	2 250	2 260

(1) compactizate prin vibrare; (2) compactizate prin revibrare pe masa vibrantă; (3) compactizate prin revibrare cu pervibratorul.

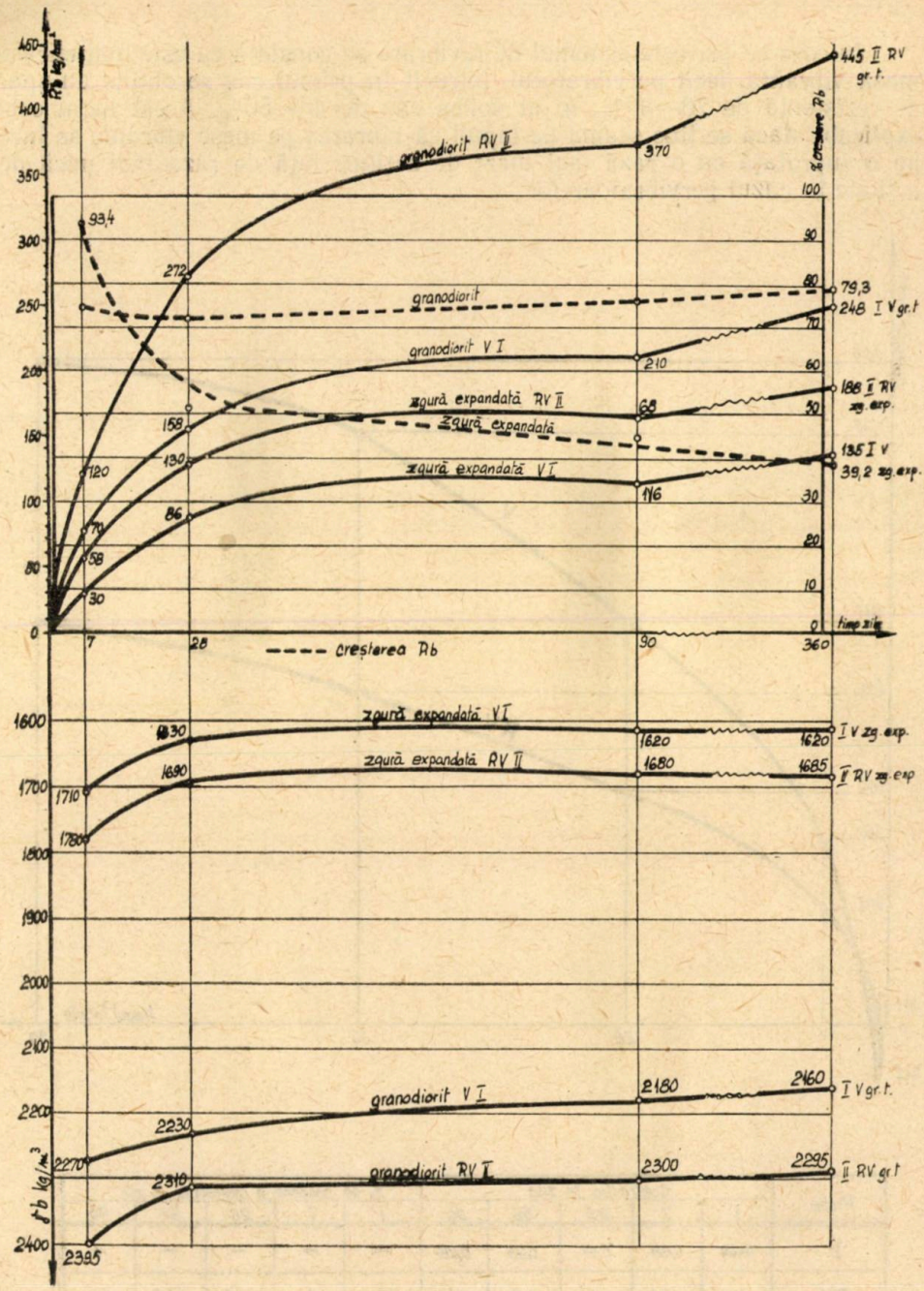
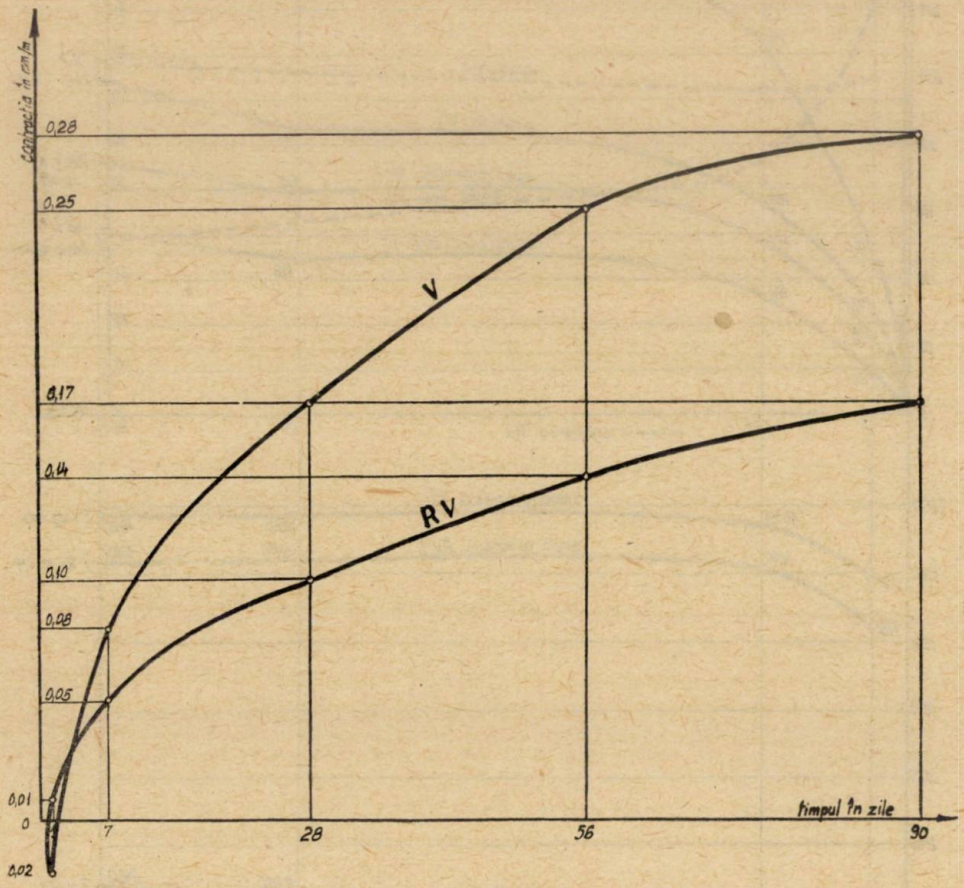


Fig. 7. Evoluția rezistențelor la compresiune (R_b) și a greutății specifice aparente (γ_b) în funcție de timp.

În ceea ce privește sistemul de revibrare se constată că este mai eficace masa vibrantă decît pervibratorul, întrucît în primul caz se obține un spor de rezistență de 70—80%, în al doilea caz de 40—50%. Acest lucru este explicabil dacă se ține seama de faptul că vibrarea pe mese vibrante se face pe o suprafață cu o rază mai mare de acțiune față de raza mai mică de acțiune în cazul pervibratoarelor.



Probe	Contracția în zile					% de scădere a contracției la zile				
	1	7	28	56	90	1	7	28	56	90
V	0,02	0,08	0,17	0,25	0,28	—	—	—	—	—
RV	0,01	0,05	0,10	0,14	0,17	50,0	37,0	41,3	44,1	39,3

Fig. 8. Diagrama deformațiilor de contracție la betoanele vibrate și revibrate.

Creşterea rezistenţelor în timp la betoanele cu zgură expandată se deosebeşte de cea a betoanelor cu granodiorit. Rezistenţele pentru primele se dezvoltă numai pînă la o vîrstă la care se atinge rezistenţa agregatului poros colmatat cu pastă de ciment. În comparaţie cu betoanele cu granodiorit această rezistenţă se atinge după un timp relativ scurt, fapt ce limitează evoluţia normală a acestora. Constatarea explică de ce în cazul betoanelor cu zgură expandată există tendinţa de diminuare a diferenţei de rezistenţă între probele compactizate cu ajutorul celor două sisteme. Din aceste considerente nu trebuie trasă concluzia că rezistenţele între probele vibrate şi revibrate se egalizează în timp pentru toate tipurile de betoane. De altfel această părere a fost confirmată şi de rezultatele obţinute pe betoanele cu granodiorit la care, aşa după cum se vede în fig. 6, curbele de evoluţie a rezistenţelor în timp se desfăşoară paralel, de unde se deduce că sporul de rezistenţă obţinut la 7, 28 de zile se păstrează constant pentru vîrste mai îndelungate 90 şi 360 de zile indiferent de sistemul de revibrare. Acest spor are valori de la 72—79% pentru compactizarea prin revibrare pe vibromasă şi 51—57% pentru cea cu pervibrator.

Se poate trage concluzia că atunci cînd agregatele au rezistenţă mai mare decît piatra de ciment, rezistenţele betoanelor vibrate şi revibrate cresc normal în timp, păstrîndu-se diferenţa de rezistenţă.

4.1.6. *Contracţia*

Contracţia a fost determinată pe betoane cu pietriş de Mureş realizate cu un dozaj de ciment de 300 kg/mc, un raport *a/c* egal cu 0,45 şi o granulozitate corespunzătoare curbei 2 din figura 1.

Compactizarea probelor s-a făcut în conformitate cu prevederile punctului 4. Rezultatele măsurătorilor contracţiei pe probe vibrate şi revibrate sînt date în figura 8.

Se constată că diagrama $\varepsilon_c - t$, are în general aceeaşi aliură pentru ambele sisteme de compactizare cu deosebirea că în cazul probelor revibrate contracţiile au valori mai mici cu circa 30—40%.

Faptul că revibrarea duce la diminuarea contracţiilor în timp, se explică prin structura mai compactă şi prin reducerea parţială a contracţiei iniţiale şi a stării de microfisurare în perioada de priză [5].

5. CONCLUZII

Pe baza încercărilor făcute se desprind următoarele concluzii:

— Dozajul de ciment influenţează caracteristicile fizico-mecanice, atît la betoanele vibrate cît şi revibrate observîndu-se în cazul revibrării, o utilizare mai eficientă a cimentului. Indiferent de dozajul de ciment, sporul de rezistenţă la probele revibrate faţă de cele vibrate, este în medie de 75% pentru R_b şi 55% pentru R_{tt}. Rezultă că pentru obţinerea de rezistenţe egale, dozajul de ciment poate fi sensibil micşorat. De exemplu s-au obţinut mărci egale prin reducerea dozajului de ciment de la 300 kg/mc la 175 kg/mc, respectiv de la 450 kg/mc la 300 kg/mc.

— În ceea ce privește raportul *a/c* se constată că cele mai bune rezultate s-au obținut pe betoane cu un raport *a/c* de 0,45. Creșterea raportului *a/c* la 0,56 duce la sporuri de rezistență de numai 30% față de 77% obținut în primul caz, iar micșorarea raportului *a/c* sub 0,4 provoacă de asemeni o diminuare a sporului de rezistență.

— Granulozitatea influențează rezistențele betoanelor revibrate, asemănător cu cele vibrate, punîndu-se în evidență și în acest caz, rolul fracțiunii fine asupra caracteristicilor fizico-mecanice.

— Natura cimentului, influențează rezultatele obținute pe betoane revibrate. Astfel se constată că eficiența cea mai bună o prezintă cimenturile RIM și P 500.

— Revibrarea duce la o scădere a contracțiilor cu 30—40% față de vibrarea clasică.

— Evoluția în timp, a rezistențelor pe probe vibrate și revibrate arată că atunci cînd se lucrează cu agregate de mărci corespunzătoare se mențin diferențele obținute la vîrste tinere și pentru vîrste înaintate.

Rezultatele obținute prezintă interes pentru practică întrucît procedeul studiat scoate în evidență posibilități mari de îmbunătățire a caracteristicilor fizico-mecanice ale betoanelor prin revibrare.

BIBLIOGRAFIE

1. Vollick C. A., Effects of Revibrating Concrete, Journal of the American Concrete Institute, vol. 29, nr. 9/58.
2. Duriez M., Edutes et recherches sur retard de prise des siments, la plastification des bétons et la vibration, Schweizer Archiv, nr. 6/1961.
3. * * *, *Congresul III de beton și prefabricate*, Stockholm 1960, pag. 61.
4. Voina N. I., Păunescu M., Îmbunătățirea calității betoanelor prin revibrare. Revista Construcțiilor și a Materialelor de construcții, nr. 9/1962.
5. Voina N. I., Influența vibrațiilor repetate asupra proprietăților reologice ale pietrei de ciment și a betoanelor. Buletin INCERC-ISCAS nr. 1/1963.

НОВЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ В ОБЛАСТИ ПОВТОРНО ВИБРИРОВАННОГО БЕТОНА

(РЕЗЮМЕ)

В настоящей работе, являющейся продолжением предыдущих исследований [4], [5], рассматривается эффективность повторного вибрирования бетона на его главные свойства (механическое сопротивление, сжимаемость, и т.д.) в зависимости от количества цемента, водоцементного отношения, величины заполнителя и природы цемента. Повторное вибрирование осуществляется через каждые 30 минут по 30 сек., до окончания схватывания бетона.

Указывается количество цемента и водоцементное отношение при котором повторное вибрирование оптимально.

Рассматривается также влияние времени на прочность повторно вибрированного бетона, сравнительно с обычным.

DES NOUVEAUX RÉSULTATES SUR LA RÉVIBRATION DES BETONS

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail, qui continue les recherches [4], [5], on étudie l'efficacité de la revibration du béton sur ses principales propriétés (résistances mécaniques, retrait etc.) en fonction du dosage en ciment, du rapport eau/ciment, de la granulométrie des granulats, de la nature du ciment. La revibration a été effectuée à des intervalles de 30 minutes, avec une durée de 30 secondes, jusqu'à la fin de la prise du béton.

On indique les dosages en ciment et les rapports *e/c* pour lesquels l'effet de la revibration est optimal.

On étudie aussi l'influence du temps sur les résistances des bétons revibrés par rapport aux bétons vibrés.

BARA CURBA DUBLU INCASTRATĂ SOLICITATĂ SPAȚIAL

DE

I. MUNTEANU

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

Pentru rezolvarea unei structuri de rezistență formată din bare drepte rigide la noduri, prin metoda deplasărilor, în oricare din procedeele cunoscute, — fie prin rezolvarea sistemului de ecuații de condiție cu necunoscute rotiri și deplasări de nod, fie prin iterații, într-o etapă sau în două etape — este necesar să se cunoască elementele de calcul pentru bara dreaptă izolată din structură.

Aceste elemente — relații dintre sarcini, eforturi și deplasări — se stabilesc prin metoda eforturilor, pentru bara dublu încastrată și încastrată-articulată, ca forme de bază în metoda deplasărilor.

Astfel, momentele de încastrare ca eforturi de bază pentru bara dreaptă *ik*, vor fi de forma $M_i = f(\varphi_i, \varphi_k, \Delta_{ik}, P)$ depinzînd și de momentul de inerție al barei, I_{ik}.

Pentru bara curbă plană, încărcată în planul ei, izolată dintr-o structură și considerată dublu încastrată, ca formă de bază pentru metoda deplasărilor, cele trei eforturi considerate de bază — două momente de încastrare M_i și M_k și împingerea de încastrare H — sînt de forma $M_i = f(\varphi_i, \varphi_k, \Delta_{ik}, U_{ik}, P)$ depinzînd de momentul de inerție al barei, I_{ik} precum și de forma arcului.

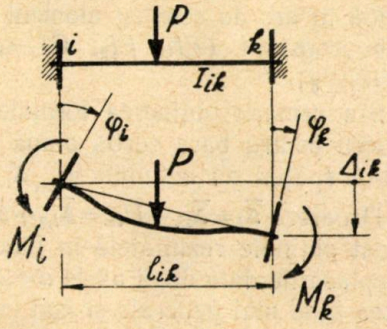


Fig. 1.

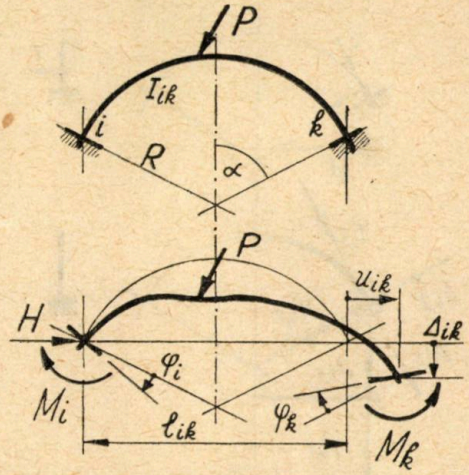


Fig. 2.

Pentru aplicarea metodei deplasărilor într-unul din procedeele prin aproximații succesive, relațiile dintre sarcini și eforturi se cunosc și se folosesc sub forma coeficienților de rigiditate, de transmitere și de repartizare.

Elementele de calcul necesare pentru bara dreaptă și curbă plană, solicitate spațial, pentru a folosi metoda deplasărilor, sînt următoarele :

Din acțiunea		Pentru bara	
		dreaptă	curbă plană
		$a=1, 2, 3$	
$\varphi_i\ (\varphi_k)$	rigiditate absolută	$K_a^{\varphi i,\ a}$	$K_a^{\varphi i,\ a}$
	împingerea	—	$H_a^{\varphi i,\ a}$
Δ	rigiditatea absolută	$K_a^{\Delta a}$	$K_a^{\Delta a}$
	împingerea	—	$H_a^{\Delta a}$
P	momente din sarcină	$\mathfrak{M}_a$	$\mathfrak{M}_a$
	împingerea din sarcină	—	$\mathfrak{N}_a$
$\varphi_i\ (\varphi_k)$ Δ	coeficientul de transmitere	t_a	t_a
	coeficientul de repartizare	r_a	r_a

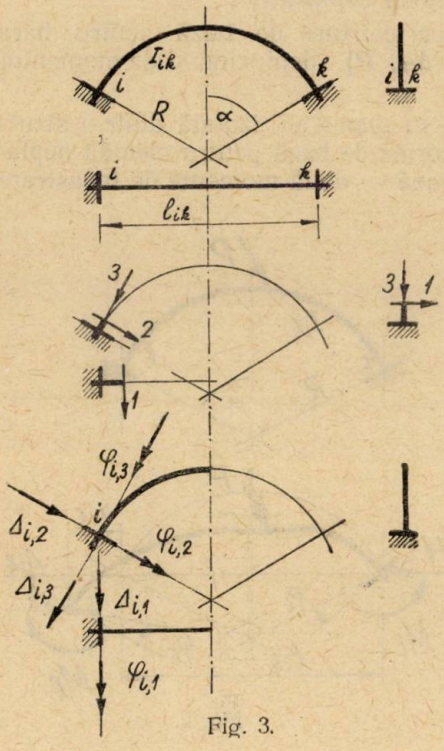


Fig. 3.

Prezenta lucrare se ocupă de studiul unei bare curbe plane, solicitată spațial, considerată dublu încastrată, ca structură de bază în procedeul distribuirii momentelor, pentru care se determină momentele de încastrare perfectă, respectiv rigiditățile din acțiunea rotirii de nod și a deplasării liniare de nod, apoi coeficienții de transmitere și de repartizare, după fiecare axă $a=1, 2, 3$.

Studiul s-a condus pentru bara elastică în arc de cerc cu moment de inerție constant (EI_1, EI_2, $GI_3=\text{ct}$; $EI_2/GI_3=\nu$).

S-a urmărit obținerea formulelor de lucru pentru bara curbă plană încărcată spațial cu acțiunile $\varphi_{i,a}$, $\Delta_{i,a}$.

Deoarece $\overline{\Delta}_i=\overline{\Delta}_{ik}+\overline{U}_{ik}=\overline{\Delta}_{i,2}+\overline{\Delta}_{i,3}$, au fost obținute rezultatele în funcție de deplasările date după axele $a=2, 3$, acestea fiind mai generale și mai ușor de folosit.

Acțiunile $\varphi_{i,a}$ și $\Delta_{i,a}$ au fost date în sensul pozitiv al axelor $a=1, 2, 3$.

S-au obținut astfel momente de încastrare perfectă $\mathfrak{M}_{i,a}^{\varphi i,a}$ respectiv $\mathfrak{M}_{i,a}^{\Delta i,a}$ după care, pentru valori unitare ale acțiunilor considerate ($\varphi_{i,a}=1$ și $\Delta_{i,a}=1$) s-au obținut rigiditățile absolute $K_{i,a}^{\varphi i,a}$ respectiv $K_{i,}^{\Delta i,a}$, știind că $K_{i,a}^{\varphi i,a}=\mathfrak{M}_{i,a}^{\varphi i,a=1}$, respectiv $K_{i,a}^{\Delta i,a}=\mathfrak{M}_{i,a}^{\Delta i,a=1}$.

Pentru o mai generală interpretare a procedeului de calcul, fapt ce permite reducerea volumului de muncă în proiectare, respectiv folosirea unor procedee de calcul noi, simplificatoare, în lucrare se prezintă elementele de calcul: rigiditatea absolută K, rigiditatea practică ρ, coeficientul de transmitere al momentelor t, coeficientul de repartizare r, pentru toate acțiunile φ_t și Δ_t.

RIGIDITĂȚILE ABSOLUTE K

1. Acțiunea $\varphi_{i,1}=1$

$$K_{i,1}^{\varphi i,1}=\frac{EJ_{ik,1}}{R}\,\frac{-6\alpha^2+6\alpha\sin 2\alpha-4\alpha\sin 2\alpha\sin^2\alpha-\frac{3}{2}\sin^2 2\alpha+8\sin^4\alpha}{4\alpha^3-8\alpha\sin^2\alpha-\alpha\sin^2 2\alpha+4\sin^2\alpha\sin 2\alpha};$$

$$K_{k,1}^{\varphi i,1}=\frac{EJ_{ik,1}}{R}\,\frac{-6\alpha^2+6\alpha\sin 2\alpha-8\alpha^2\sin^2\alpha-\frac{3}{2}\sin^2 2\alpha-8\sin^4\alpha}{4\alpha^3-8\alpha\sin^2\alpha-\alpha\sin^2 2\alpha+4\sin^2\alpha\sin 2\alpha};$$

$$K_{i,k;2,3}^{\varphi i,1}=0;$$

2. Acțiunea $\varphi_{i,1}=1$

$$K_{i,2}^{\varphi i,2}=\frac{EJ_{ik,2}}{R}\,\frac{-4\alpha^2(\nu+1)-2\alpha\cos 2\alpha\sin 2\alpha(\nu-1)+2\nu\sin^2 2\alpha}{4\alpha^3(\nu+1)^2-8\alpha\sin^2\alpha(\nu^2+\nu)-\alpha\sin^2 2\alpha(\nu-1)^2+4\sin 2\alpha\sin^2\alpha(\nu^2-\nu)};$$

$$K_{k,2}^{\varphi i,2}=\frac{EJ_{ik,2}}{R}\,\frac{4\alpha^2\cos 2\alpha(\nu-1)+2\alpha\sin 2\alpha(\nu-1)-2\nu\sin^2 2\alpha}{4\alpha^3(\nu+1)^2-8\alpha\sin^2\alpha(\nu^2+\nu)-\alpha\sin^2 2\alpha(\nu+1)^2+4\sin 2\alpha\sin^2\alpha(\nu-\nu)};$$

$$K_{i,3}^{\varphi i,2}=\frac{EJ_{ik,2}}{R}\,\frac{-2\alpha\sin^2 2\alpha(\nu^2-\nu)+2\sin^2\alpha\sin 2\alpha(3\nu^2-\nu)-4\alpha\sin^2\alpha(\nu^2+\nu)}{4\alpha^3(\nu+1)2-8\alpha\sin^2\alpha(\nu^2+\nu)-\alpha\sin^2 2\alpha(\nu-1)^2+4\sin 2\alpha\sin^2\alpha(\nu^2-\nu)};$$

$$K_{k,3}^{\varphi i,2}=\frac{EJ_{ik,2}}{R}\,\frac{4\alpha^2\sin 2\alpha(\nu^2+\nu)-2\alpha\sin^2 2\alpha(\nu^2-\nu)+2\sin 2\alpha\sin^2\alpha(3\nu^2-\nu)-4\alpha\sin^2\alpha(\nu^2+\nu)}{4\alpha^3(\nu+1)^2-8\alpha\sin^2\alpha(\nu^2+\nu)-\alpha\sin^2 2\alpha(\nu^2-1)^2+4\sin 2\alpha\sin^2\alpha(\nu^2-\nu)};$$

$$K_{i,k;1}^{\varphi i,2}=0;$$

3. Acțiunea $\varphi_{i,3}=1$

$$K_{i,2}^{\varphi i,3}=\frac{EJ_{i,k2}}{R}\,\frac{-2\alpha\sin^2 2\alpha(\nu^2-\nu)+2\sin 2\alpha\sin^2\alpha(3\nu^2-\nu)-4\alpha\sin^2\alpha(\nu^2+\nu)}{4\alpha^3(\nu+1)^2-8\alpha\sin^2\alpha(\nu^2+\nu)-\alpha\sin^2 2\alpha(\nu-1)^2+4\sin 2\alpha\sin^2\alpha(\nu^2-\nu)};$$

$$K_{k,2}^{\varphi i,3}=\frac{EJ_{ik,2}}{R}\,\frac{(4\alpha^2\sin 2\alpha-2\sin 2\alpha\sin^2\alpha-4\alpha\sin^2\alpha)(\nu^2+\nu)}{4\alpha^3(\nu+1)^2-8\alpha\sin^2\alpha(\nu^2+\nu)-\alpha\sin^2 2\alpha(\nu-1)^2+4\sin 2\alpha\sin^2\alpha(\nu^2-\nu)};$$

$$K_{i,3}^{\varphi i,3}=\frac{EJ_{ik,2}}{R}\,\frac{-2\alpha^2(3\nu^2+4\nu-1)-4\alpha\sin^2\alpha\sin 2\alpha(\nu^2-\nu)+\alpha\sin 2\alpha(6^2+2\nu)-}{4\alpha^3(\nu-1)^2-8\alpha\sin^2\alpha(\nu^2+\nu)-\alpha\sin^2 2\alpha(\nu-1)^2+}\rightarrow$$

$$\rightarrow\frac{-\frac{1}{2}\sin^2 2\alpha(3\nu^2-2\nu-1)+8\nu^2\sin^4\alpha}{+4\sin 2\alpha\sin^2\alpha(\nu^2-\nu)};$$

$$K_{k,3}^{\varphi i,3}=\frac{EJ_{ik,2}}{R}\,\frac{-2\alpha^2(3\nu^2+4\nu+1)+8\alpha^2\sin^2\alpha(\nu^5+\nu)+\alpha\sin 2\alpha(6\nu^2+2\nu)-}{4\alpha^3(\nu+1)2-8\alpha\sin^2\alpha(\nu^2+\nu)-\alpha\sin^2 2\alpha(\nu-1)^2+}\rightarrow$$

$$\rightarrow\frac{-\frac{1}{2}\sin^2 2\alpha(3\nu^2-2\nu-1)-8\nu^2\sin^4\alpha}{+4\sin 2\alpha\sin^2\alpha(\nu^2-\nu)};$$

$$K_{i,k;1}^{\varphi i,3}=0.$$

4. Acțiunea $\Delta_{i,1}=1$

$$K_{i,2}^{\Delta i,1}=\frac{EJ_{ik,2}}{R^2}\,\frac{-2\nu\sin^2\alpha}{2\alpha^2(\nu^2+\nu)+\alpha\sin 2\alpha(\nu^2-\nu)-4\nu^2\sin^2\alpha};$$

$$K_{k,2}^{\Delta i,1}=\frac{EJ_{ik,2}}{R^2}\,\frac{-2\nu\sin^2\alpha}{2\alpha^2(\nu^2+\nu)+\alpha\sin 2\alpha(\nu^3-\nu)-4\nu^2\sin^2\alpha};$$

$$K_{i,3}^{\Delta i,1}=\frac{EJ_{ik,2}}{R^2}\,\frac{\left(\frac{1}{2}\sin 2\alpha-\alpha\right)(\nu+1)}{2\alpha^2(\nu^2+\nu)+\alpha\sin 2\alpha(\nu^2-\nu)-4\nu^2\sin^2\pi};$$

$$K_{k,3}^{\Delta i,1}=\frac{EJ_{ik,2}}{R^2}\,\frac{\left(\frac{1}{2}\sin 2\alpha-\alpha\right|(\nu+1)}{2\alpha^2(\nu^2+\nu)+\alpha\sin 2\alpha(\nu^2-\nu)-4\nu^2\sin^2\alpha};$$

$$K_{i,k;1}^{\Delta i,1}=0.$$

5. Acțiunea $\Delta_{i,2}=1$

$$K_{i,1}^{\Delta i,2}=\frac{EJ_{ki,1}}{R^2}\,\frac{4\alpha\sin^2\alpha-6\sin^2\alpha\sin 2\alpha+2\alpha\sin^2 2\alpha}{4\alpha^3-8\alpha\sin^2\alpha-\alpha\sin^2 2\alpha+4\sin^2\alpha\sin 2\alpha};$$

$$K_{k,1}^{\Delta i,2}=\frac{EJ_{ik,1}}{R^2}\,\frac{4\alpha\sin^2\alpha-4\alpha^2\sin 2\alpha+2\sin^2\alpha\sin 2\alpha}{4\alpha^3-8\alpha\sin^2\alpha-\alpha\sin^2 2\alpha+4\sin^2\alpha\sin 2\alpha};$$

$$K_{ik;2,3}^{\Delta i,1}=0.$$

6. Acțiunea $\Delta_{i,3}=1$

$$K_{i,1}^{\Delta i,3}=\frac{EJ_{ik,1}}{R^2}\,\frac{-4\alpha\sin 2\alpha+4\alpha^2+\sin^2 2\alpha+4\alpha\sin^2\alpha\sin 2\alpha-8\sin^4\alpha}{4\alpha^3-8\alpha\sin^2\alpha-\alpha\sin^2 2\alpha+4\sin^2\alpha\sin 2\alpha};$$

$$K_{k,1}^{\Delta i,3}=\frac{EJ_{ik,1}}{R^2}\,\frac{-4\alpha\sin 2\alpha+4\alpha^2-8\alpha^2\sin^2\alpha+\sin^2 2\alpha+8\sin^4\alpha}{4\alpha^3-8\alpha\sin^2\alpha-\alpha\sin^2 2\alpha+4\sin^2\alpha\sin 2\alpha};$$

$$K_{i,k;2,3}^{\Delta i,3}=0.$$

Observație: Se constată că $K_{i,2}^{\varphi i,3}=K_{i,3}^{\varphi i,2}$.

RIGIDITĂȚILE PRACTICE ρ

În general se lucrează cu rigiditatea practică $\rho = K/4E$; astfel, se va obține, pentru bara curbă plană solicitată spațial:

$$\rho_{i,a}^{\Phi i,a} = \frac{K_{i,a}^{\Phi i,a}}{4E};$$

$$\rho_{i,a}^{\Delta i,a} = \frac{K_{i,a}^{\Delta i,a}}{4E}.$$

COEFICIENȚII DE TRANSMITERE t VOR FI:

$$t_{ik,a}^{\Phi i,a} = \frac{\mathfrak{M}_{k,a}^{\Phi i,a}}{\mathfrak{M}_{i,a}^{\Phi i,a}} = \frac{\mathfrak{M}_{k,a}^{\Phi i,a=1}}{K_{i,a}^{\Phi i,a}};$$

respectiv

$$t_{ik,a}^{\Delta i,a} = \frac{\mathfrak{M}_{k,a}^{\Delta i,a}}{\mathfrak{M}_{i,a}^{\Delta i,a}} = \frac{\mathfrak{M}_{k,a}^{\Delta i,a=1}}{K_{i,a}^{\Delta i,a}}.$$

1. Din acțiunea $\varphi_{i,1}=1$

$$t_{ik,1}^{\Phi i,1} = \frac{-6\alpha^2+6\alpha\sin 2\alpha+8\alpha^2\sin^2\alpha-\frac{3}{2}\sin^2 2\alpha-8\sin^4\alpha}{-6\alpha^2+6\alpha\sin 2\alpha-4\alpha\sin 2\alpha\sin^2\alpha-\frac{3}{2}\sin^2 2\alpha=8\sin^4\alpha};$$

$$t_{ik;2,3}^{\Phi i,1}=0.$$

2. Din acțiunea $\varphi_{i,2}=1$

$$t_{ik,2}^{\Phi i,2} = \frac{4\alpha^2(\nu-1)\cos 2\alpha+2\alpha\sin 2\alpha(\nu-1)-2\nu\sin^2 2\alpha}{-4\alpha^2(\nu+1)-2\alpha\cos 2\alpha\sin 2\alpha(\nu-1)+2\nu\sin^2 2\alpha}.$$

$$t_{ik,3}^{\Phi i,2} = \frac{4\alpha^2\sin 2\alpha(\nu^2+\nu)-2\alpha\sin^2 2\alpha(\nu^2-\nu)+2\sin 2\alpha\sin^2\alpha(3\nu^2-\nu)-4\alpha\sin^2\alpha(\nu^2+\nu)}{-2\alpha\sin^2 2\alpha(\nu^2-\nu)+2\sin^2\alpha\sin 2\alpha(3\nu^2-\nu)-4\alpha\sin^2\alpha(\nu^2+\nu)};$$

$$t_{ik,1}^{\Phi i,2}=0;$$

3. Din acțiunea $\varphi_{i,3}=1$

$$t_{ik,2}^{\Phi i,3} = \frac{2\alpha^2\sin 2\alpha(\nu+1)-\sin 2\alpha\sin^2\alpha(\nu+1)-2\alpha\sin^2\alpha(\nu+1)}{-\alpha\sin^2 2\alpha(\nu-1)+\sin 2\alpha\sin^2\alpha(3\nu-1)-2\alpha\sin^2\alpha(\nu+1)};$$

$$t_{ik,3}^{\Phi i,3} = \frac{-2\alpha^2(3\nu^2+4\nu+1)+8\alpha^2\sin^2\alpha(\nu^2+\nu)+\alpha\sin 2\alpha(6\nu^2+2\nu)-}{-2\alpha^2(3\nu^2+4\nu+1)-4\alpha\sin^2\alpha\sin 2\alpha(\nu^2-\nu)+\alpha\sin 2\alpha(6\nu^2+2\nu)-} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{-\frac{1}{2}\sin^2 2\alpha(3\nu^2-2\nu-1)-8\nu^2\sin^4\alpha}{-\frac{1}{2}\sin^2 2\alpha(3\nu^2-2\nu-1)+8\nu^2\sin^4\alpha};$$

$$t_{ik,1}^{\Phi i,3}=0;$$

4. Din acțiunea $\Delta_{i,1}=1$

$$t^{\Delta_i,1}_{ik,2}=1\,;$$

$$t^{\Delta_i,1}_{ik,3}=1\,;$$

$$t^{\Delta_i,1}_{ik,1}=0\,;$$

5. Din acțiunea $\Delta_{i,2}=1$

$$t^{\Delta_i,2}_{ik,1}=\frac{2\alpha\sin^2\alpha-2\alpha^2\sin 2\alpha+\sin^2\alpha\sin 2\alpha}{2\alpha\sin^2\alpha-3\sin^2\alpha\sin 2\alpha+\alpha\sin^2 2\alpha}\,;$$

$$t^{\Delta_i,2}_{ik;\,2,3}=0\,;$$

6. Din acțiunea $\Delta_{i,3}=1$

$$t^{\Delta_i,3}_{ik,1}=\frac{-4\alpha\sin 2\alpha+4\alpha^2-8\alpha^2\sin^2\alpha+\sin^2 2\alpha+8\sin^4\alpha}{-4\alpha\sin 2\alpha+4\alpha^2+\sin^2 2\alpha+4\alpha\sin^2\alpha\sin 2\alpha-8\sin^4\alpha}\,;$$

$$t^{\Delta_i,3}_{ik;\,2,3}=0\,;$$

COEFICIENȚII DE REPARTIZARE, r

Considerînd nodul k, deblocat pentru a fi echilibrat după axa x, conform fig. 4, se poate scrie :

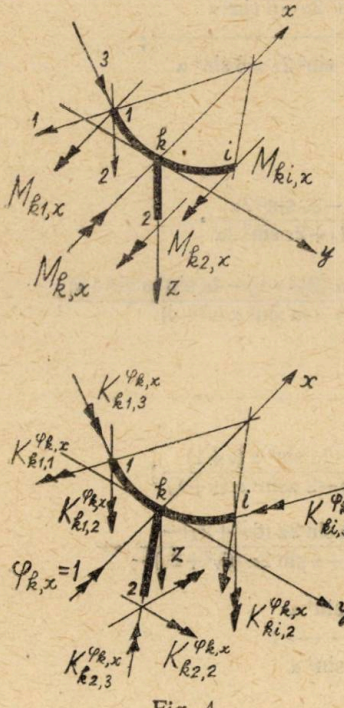


Fig. 4.

$$\varphi_{k,x}=\varphi^{ki,x}_{x}$$

$$M_{k,x}=\sum M_{ki,x}=\sum K^{\varphi k,x}_{ki,x}\cdot\varphi_{k,x}$$

$$\varphi_{k,x}=\varphi_{ki,x}=\frac{M^r_{ki,x}}{K^{\varphi k,x}_{ki,x}}=-\frac{\sum M^r_{ki,x}}{\sum K^{\varphi k,x}_{ki,x}}=-\frac{M_{k,x}}{\sum K^{\varphi k,x}_{ki,x}}$$

de unde,

$$M^r_{ki,x}=-M_{k,x}\frac{K^{\varphi k,x}_{ki,x}}{\sum K^{\varphi k,x}_{ki,x}}=-M_{k,x}\cdot r^{\varphi k,x}_{ki,x}$$

Deci

$$r^{\varphi k,x}_{ki,x}=-\frac{K^{\varphi k,x}_{ki,x}}{\sum K^{\varphi k,x}_{ki,x}}\,;$$

Deoarece

$$\vec{M}_k=\vec{M}_{k,x}+\vec{M}_{k,y}+\vec{M}_{k,z},$$

și deoarece

$$\vec{\varphi}_k=\vec{\varphi}_{k,x}+\vec{\varphi}_{k,y}+\vec{\varphi}_{k,z},$$

echilibrările de momente făcîndu-se prin rotiri după cîte o singură axă, vor rezulta apoi coeficienții de repartizare

$$r_{ki,y}^{\varphi k,x},\quad r_{ki,z}^{\varphi k,x}\ \text{etc.},$$

sau, în general,

$$r_{ki,a}^{\varphi k,A}=-\frac{K_{ki,a}^{\varphi k,A}}{\sum K_{ki,a}^{\varphi k,A}};$$

unde $A=x,y,z$; $a=1,2,3$, succesiv.

În final, prin însumarea momentului de încastrare perfectă, a momentelor repartizate și a celor transmise, se obține :

$$M_{ki,a}=\mathfrak{M}_{ki,a}+\sum M_{ki,a}^{r}+\sum M_{ki,a}^{t}.$$

CALCULUL ÎN ETAPA A DOUA

Se știe că în metoda deplasărilor, necunoscutele sînt rotirile de nod (deplasările unghiulare) și deplasările liniare distincte de nod (gradele de libertate).

Numărul de deplasări unghiulare de nod este egal cu numărul de noduri încastrate ce se pot roti (în plan după o axă, iar în spațiu după 3 axe).

Numărul de grade de libertate, pentru structurile plane formate din bare drepte și curbe este dat de relația

$$d=3b_d+4b_c-l-r$$

aplicată pe structura transformată în mecanism, deci cu toate nodurile (interioare și exterioare, sau de rezemare) considerate articulații, sau de relația

$$d=2n-b_d$$

aplicată pe structura reală, cu condiția ca rezemările să nu fie reazeme simple.

Pentru o structură spațială formată din bare drepte și curbe plane, gradele de libertate sînt date de relația

$$d=5b_d+6b_c-l-r$$

aplicată pe structura transformată în mecanism, sau de relația

$$d=3n-b_d$$

aplicată pe structura reală.

S-a notat :

b_d ... numărul de bare drepte,
b_c ... numărul de bare curbe,
l ... numărul de legături simple interioare,
r ... numărul de legături simple de rezemare,
n ... numărul de noduri interioare.

Observație. Dacă structura plană sau spațială este formată numai din bare drepte, rezultă că în formulă, $b_c=0$.

În concluzie, rezultă că elementele calculate: rigiditatea absolută K, rigiditatea practică ρ, coeficientul de transmitere al momentelor t, coeficientul de repartizare r, pentru acțiunile rotire de nod φ și deplasare liniară de nod Δ, permit rezolvarea din punct de vedere static a structurilor spațiale formate din bare curbe sau drepte și curbe, cum sînt turnurile cu inele circulare orizontale la diferite nivele, structurile de susținere a instalațiilor din industria chimică, grinzile continue curbe încărcate oricum etc.

BIBLIOGRAFIE

1. C. Avram, Generalizarea metodei Cross. Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic Timișoara, Tom. 13, fasc. 2 și 3/1948, Tom. 14, fasc. 1/1949.
2. T. Barta, I. Grüner, Calculul cadrelor cu bare curbe cu metoda distribuirii momentelor (Cross), Buletinul Institutului Politehnic Timișoara I (15) 2-1955.
3. V. K. Iudin, *Rascet prostranstvennih ram.* Kiev, 1961.
4. P. Mazilu, *Statica construcțiilor II,* E. T. București, 1959.

ПРОСТРАНСТВЕННО-НАГРУЖЕНАЯ И ДВАЖДЫ ЗАЩЕМЛЕННАЯ КРИВАЯ БАЛКА

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматриваются коэффициенты абсолютной твердости K и практической ρ, а также коэффициенты распределения r и передачи t, для балки искривленной по дуге окружности с $T=$ct, при воздействии и $\varphi_a\Delta_a$ по осям $a=1, 2, 3$.

Эти коэффициенты необходимы для расчета по первому и второму этапу при методе распределения моментов пространственных строений из кривых балок.

LA BARRE COURBE DOUBLEMENT ENCASTRÉE SOLICITÉE SPETIELLEMENT

(RÉSUMÉ)

On indique dans ce travail les coefficients de rigidité absolute K et practique ρ, pour la barre doublement encastrée de même que les coefficiants de répartition r et de transmision t pour la barre courbe en arc de cercle avec $I=$ct, pour des actions φ_a et Δ_a, selon les axes $a=1, 2, 3$.

STUDII PENTRU PROIECTAREA ORGANELOR ACTIVE LA PLUGURI SPECIALE

DE

MODIGA M., VĂDUVA P., DUMITRESCU C-tin, GARICI S. și POP L.

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

1. INTRODUCERE

Lucrarea are scopul de a stabili cea mai corespunzătoare trupiță pentru plugurile destinate arăturii pe soluri nisipoase. Aceste soluri ocupă suprafața de aproximativ 500 000 ha din care peste 200 000 ha se găsesc în valea Jiului, regiunea Oltenia. Recolta pe aceste soluri este scăzută și de aceea rezultă ca sarcină ridicarea producției la hectar, una din căi fiind asigurarea calității lucrărilor.

Lucrarea care consumă cea mai mare cantitate de energie și care influențează în mare măsură obținerea unei producții agricole ridicate este arătura.

Încercările s-au efectuat la Tîmburești, regiunea Oltenia, zonă caracteristică solurilor nisipoase. Prin comportarea diferită la lucrările agricole a acestor soluri față de celelalte categorii de sol, se impun forme speciale a organelor active, respectiv a trupițelor de plug.

Lucrarea își propune a găsi parametrii trupițelor pentru cele mai corespunzătoare pluguri utilizate pe terenuri nisipoase în vederea proiectării acestor organe active.

2. METODICA ȘI REZULTATELE EXPERIMENTALE

Încercările s-au efectuat cu diferite tipuri de pluguri construite în țara noastră și din import. (PP-3-30 M; PT-3-30 S) cu variantele: cu trupițe, cu trupițe și scormonitor, cu trupițe și tăvălugi, cu piese Malțev; PKB-2-54; Rud-Sack; Mc. Cormick cu variantele: cu cormană, fără cormană, cu cormană decupată).

Metodica măsurătorilor a fost întocmită după indicațiile GOST de încercarea plugurilor, adaptată la condițiile specifice de lucru. S-a urmărit timp

* La această lucrare au contribuit și tov. St. Căproiu, I. Anastasescu, Fl. Marinescu, St. Stănescu și I. Alexandrescu.

de trei ani efectul comparativ al diferitelor tipuri de trupițe ale plugurilor încercate privind: stabilitatea mersului plugului (menținerea adîncimii și lățimii de lucru, viteza de deplasare), gradul de acoperire a masei vegetale cu sol (masa vegetală neacoperită, masa vegetală acoperită cu adîncimea de acoperire), gradul de afînare, profilul suprafeței arăturii și fundului brazdei și gradul de răsturnare a brazdei.

Efectul comparativ al calității arăturii executate s-a urmărit la cultura porumbului (una din cele mai răspîndite culturi pe nisipuri) cu agrofond neîngrășat și agrofond îngrășat (cu azotat de amoniu circa 400 kgf/ha) administrat în timpul iernii și în primăvară înainte de însămînțare.

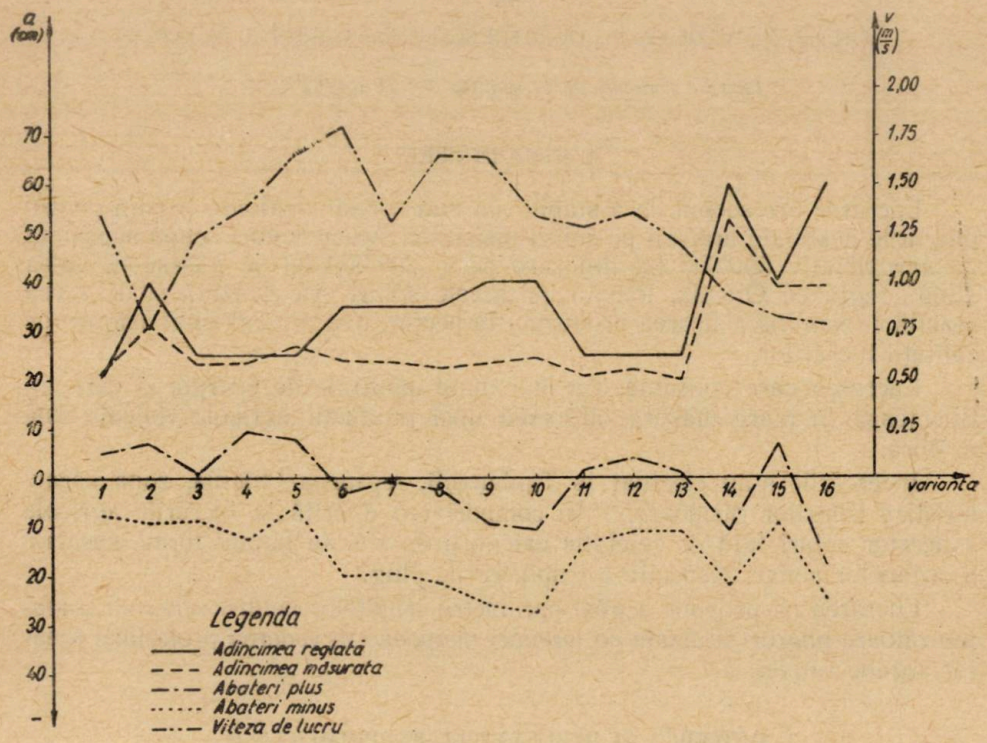


Fig. 1.

Măsurătorile s-au efectuat în anii 1959—1962 în aceleași perioade de executare a lucrărilor pentru cultura mare, în 16 variante:

1. Plug PP-3-30 M la $a=20$ cm și v_1
2. Plug PT-3-30 S cu piese Malțev la $a=40$ cm și v_1
3. Plug PT-3-30 S cu cormană la $a=25$ cm și v_1
4. Plug PT-3-30 S cu cormană la $a=25$ cm și v_2
5. Plug PT-3-30 S cu cormană + tăvălugi la $a=25$ cm și v_1
6. Plug PT-3-30 S cu cormană + scormonitor la $a=(25+10)$ cm și v_1

7. Plug PT-3-30 S cu cormană + scormonitor la $a = (25+10)$ cm și v_2
8. Plug PT-3-30 S cu cormană + scormonitor + tăvălugi la $a = (25+10)$ cm și v_1
9. Plug PT-3-30 S cu cormană + scormonitor la $a = (30+10)$ cm și v_1
10. Plug PT-3-30 S cu cormană + scormonitor la $a = (30+10)$ cm și v_2
11. Plug Mc. Cormic fără cormană la $a = 25$ cm și v_1
12. Plug Mc. Cormic cu cormană la $a = 25$ cm și v_1
13. Plug Mc. Cormic cu cormana decupată la $a = 25$ cm și v_1
14. Plug Rud Sack cu cormană la $a = 60$ cm și v_1
15. Plug PKB-2-54 cu cormană la $a = 40$ cm și v_1
16. Plug PKB-2-54 cu cormană la $a = 60$ cm și v_1.

În graficele fig. 1 și 2 sînt prezentate variațiile adîncimii și lățimii de lucru, reglate și măsurate medii, cu abaterile respective și viteza de lucru măsurată medie.

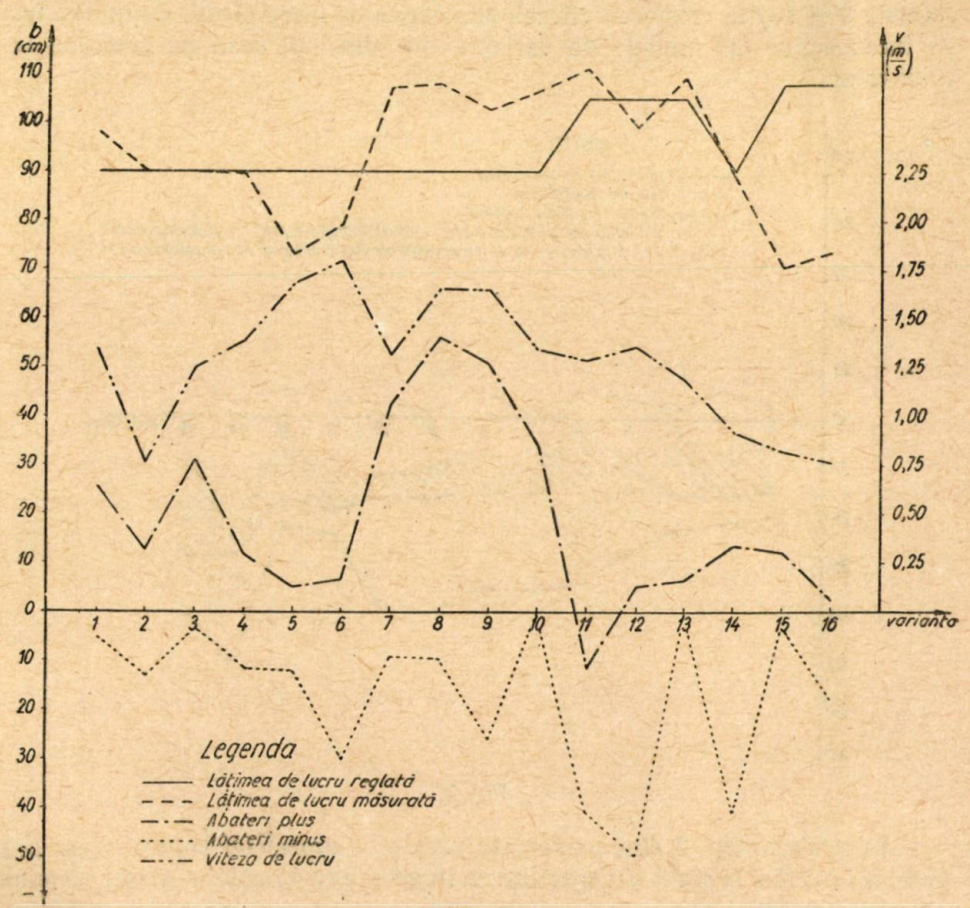


Fig. 2.

Se remarcă variantele 1, 3, 4, 5 și 15 la care adîncimea de lucru măsurată medie este foarte apropiată de cea reglată, iar limitele de variație sînt cuprinse între ±10 cm pe cînd variantele 9, 10 și 16 prezintă abateri mari.

La variantele 2, 3, 4, 13 și 14 lățimea de lucru măsurată medie este foarte apropiată de cea constructivă din care abateri mici prezintă variantele 4 și 13, pe cînd variantele 5, 7, 8, 10, 15 și 16 prezintă abateri mari.

De asemeni se constată că pentru același tip de plug la adîncimea de 25 cm (variantele 3 și 4) la creșterea vitezei, adîncimea și lățimea de lucru medie se mențin, iar limitele de variație ale adîncimii de lucru cresc pe cînd ale lățimii de lucru se reduc. La același tip de plug și aceeași adîncime, însă echipat cu scormonitor (variantele 6, 7) la creșterea vitezei, adîncimea se menține, lățimea de lucru scade, iar limitele de variație ale adîncimii ca și ale lățimii de lucru se reduc puțin.

Tot la același tip de plug însă la adîncimea de 30 cm cu scormonitor (variantele 9 și 10) la creșterea vitezei, adîncimea de lucru crește puțin, lățimea de lucru scade iar limitele de variație ale adîncimii scad pe cînd ale lățimii cresc.

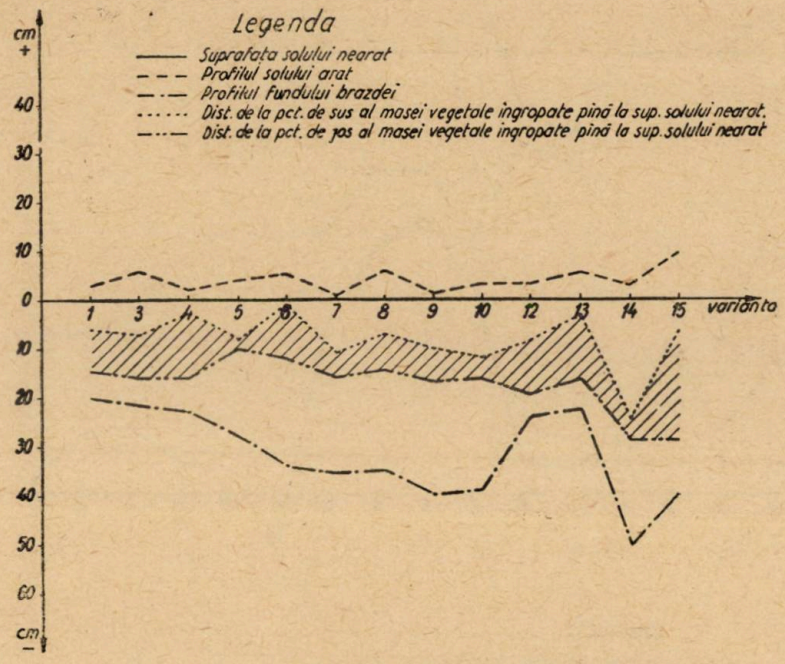


Fig. 3.

În graficul fig. 3 sînt prezentate variațiile suprafeței solului după arătură, a fundului brazdei și repartizarea în secțiunea brazdei a masei vegetale acoperită cu sol.

Se constată că afînarea cea mai bună este la variantele 3, 6, 8, 13 și 15 și cea mai scăzută la variantele 7 și 9.

Răspîndirea în secțiunea brazdei a masei vegetale, este mare la variantele 1, 3, 4, 12, 13 și 15, și foarte mică la variantele 5 și 14.

Îngroparea masei vegetale la o distanță mai mare față de suprafața solului nearat și distanță mică față de fundul brazdei cu o răspîndire în secțiune mare a acesteia prezintă variantele 1, 3 și 12 ceea ce oferă posibilitatea de a reține o cantitate mai mare de apă în sol.

Profilul în secțiunea transversală a suprafeței și fundului brazdelor este uniform la variantele 1, 3, 5, 12 și 16 și foarte neuniform la variantele 7 și 13. Neuniformitatea profilului suprafeței arăturii contribuie la pierderea excesivă a apei din sol.

Din graficul fig. 4 rezultă că valoarea unghiului de răsturnare măsurat este foarte apropiată la variantele 1, 12, 13 și 14 de valoarea unghiului teoretic de răsturnare a brazdei, ceea ce denotă o proporționalitate normală între adîncimea și lățimea brazdei. Diferențe foarte mari se remarcă la variantele 5, 9, 15, 16.

Din graficul fig. 5 se constată că menținerea fundului brazdei neacoperit este mai bună la variantele 1, 3, 4, 12 și 13 și redusă la variantele 5 și 16.

Uniformitatea așezării brazdelor exprimată prin înălțimea crestelor este bună la variantele 1, 12 și 13 și cu diferențe mari la variantele 6, 7, 9 și 10.

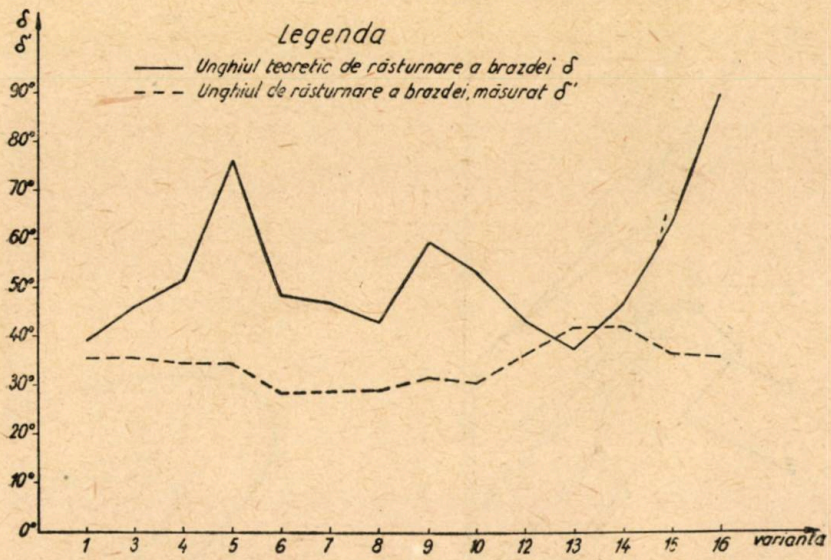


Fig. 4.

Din analiza rezultatelor reese că plugul PP-3-30 M la adîncimea de lucru de cca. 20 de cm asigură realizarea indicilor calitativi de lucru exceptînd menținerea lățimii de lucru și gradul de afînare. Plugul PT-3-30 S cu trupițe la adîncimea de aproximativ 20 cm și viteza de lucru de 1,24 m/s

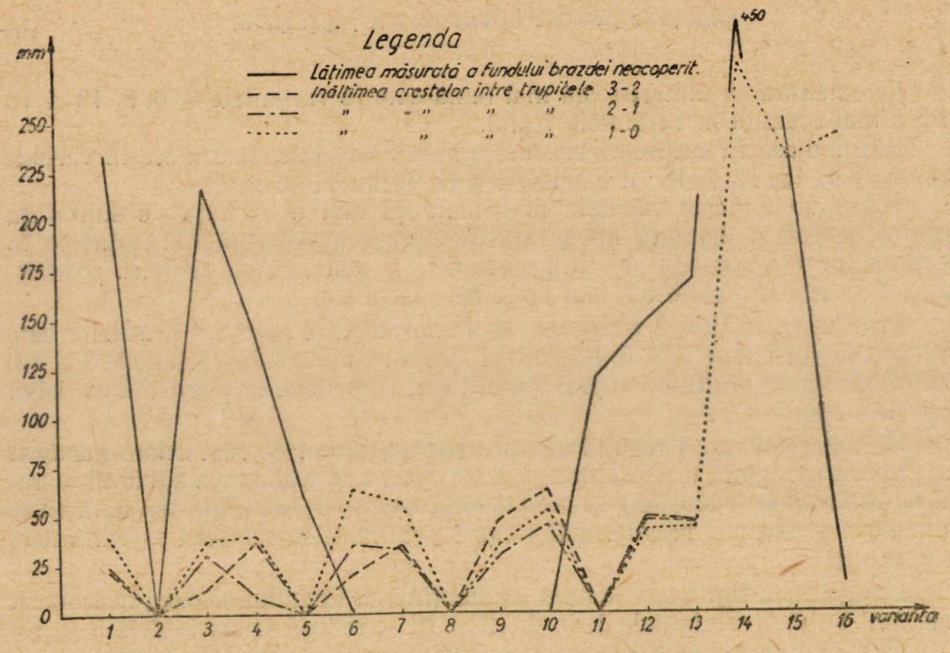

Legenda
Lățimea măsurată a fundului brazdei neacoperit.
Înălțimea crestelor între trupițele 3-2
" " " " " 2-1
" " " " " 1-0
mm
450
250
225
200
175
150
125
100
75
50
25
0
1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 varianta

Fig. 5.

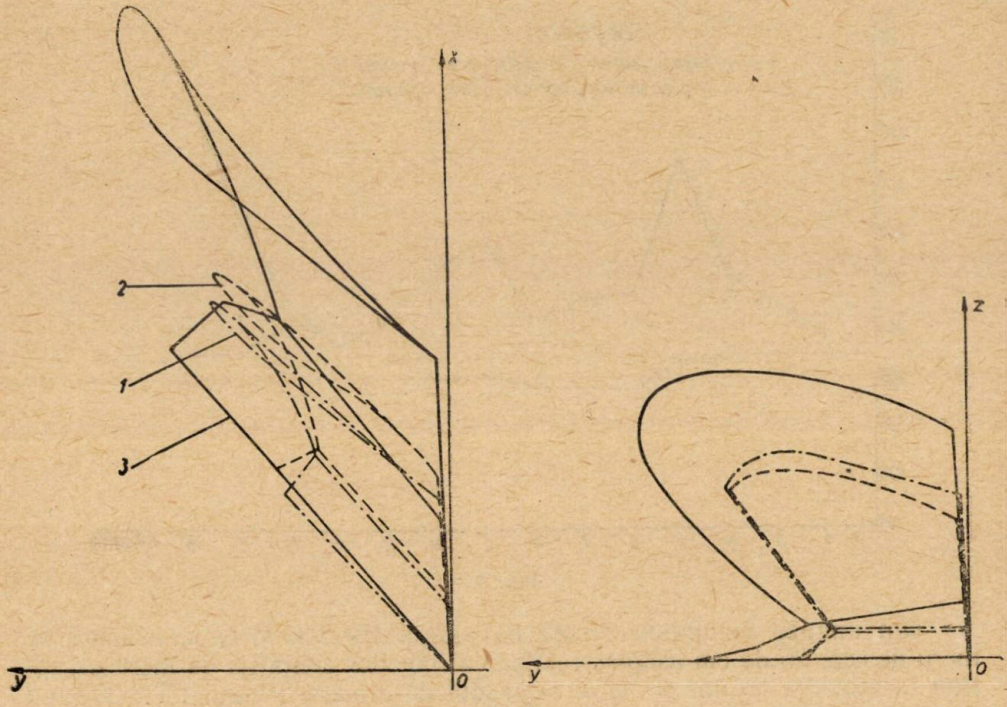

x
2
1
3
y
0
z
y
0

Fig. 6.

realizează indicii calitativi de lucru cu excepția gradului de răsturnare, iar la adîncimea de cca. 23 cm și viteza de 1,4 m/s nu satisface gradul de răsturnare și gradul de afînare. Același plug echipat cu scormonitor, cu scormonitor cu tăvălugi sau numai cu tăvălugi nu asigură indicii calitativi de lucru. Plugul Mc. Cormic cu cormană și cormană decupată la adîncimea de lucru de 21—22 cm și viteza de 1,2—1,3 m/s asigură realizarea indicilor de lucru cu excepția menținerii adîncimii de lucru. Plugul Rud Sack nu asigură realizarea indicilor calitativi de lucru. Plugul PKB 2-54 la adîncimea de lucru de cca. 38 cm și viteza de cca. 0,8 m/s asigură în general realizarea indicilor calitativi de lucru exceptînd gradul de răsturnare.

În fig. 6 sînt reprezentate în planul orizontal *xoy* și în planul vertical perpendicular pe direcția de înaintare *yoz*, contururile trupițelor plugurilor PT-3-30-S, (aceeași cu PP-3-30 M), Mc Cormic și PKB 2-54 notate respectiv cu 1, 2 și 3.

Trupița care asigură cel mai corespunzător realizarea indicilor calitativi de lucru pe nisipuri, este indicată în fig. 6, notată cu 2 și are următoarele caracteristici :

$$b = 35 \text{ cm} ; \; a_{max} = 28 \text{ cm} ; \; K = 1{,}25 ; \; H = 28 \text{ cm} ;$$

$H_{max} = 38{,}5$ cm ; $\delta = 54°$; $\theta = 30°$; $\varepsilon = 20$ mm ; $L = 11$ cm ; $R = 43$ cm ; $\gamma_0 = 40°$; $\gamma_{max} = 51°$. Legea de variație a unghiului γ este $z^2 = 2py$ iar curba directoare intersectează tăișul brăzdarului la capătul posterior.

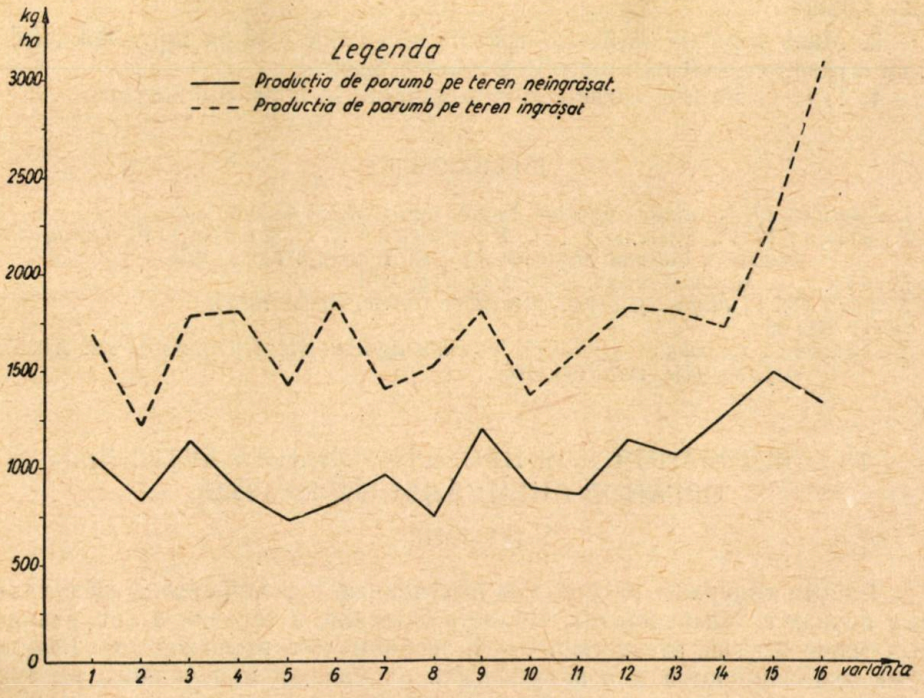


Fig. 7.

Rezultă că suprafața activă are majoritatea caracteristicilor cormanei semielicoidale cu o pronunțată creștere a unghiului γ asemănătoare cu a cormanelor elicoidale.

Din graficul fig. 7 se constată că producția este mai ridicată la variantele 1, 3, 9, 12, 13, 14 și mai ales 15, 16 atît pe solul îngrășat cît și pe sol neîngrășat și scăzută la variantele 2, 5, 8, 10 și 11.

Producția crește, atunci cînd arătura s-a executat cu răsturnarea brazdei și scade pronunțat la lucrările deși adînci dar fără răsturnare sau acelea la care s-a tasat solul după arătură. Mai rezultă că producția este ridicată la adîncimea de lucru cuprinsă în limitele 20—24 cm după care scade și apoi crește la adîncimi mai mari de 38 cm.

Rezultatele producției confirmă de asemeni că pentru adîncimea de 20—24 cm arătura cu trupiță de tipul 2 — fig. 6 — este cea mai corespunzătoare.

CONCLUZII

Din datele prezentate se desprind următoarele:

1. Arătura pe nisipuri să se execute cu răsturnarea brazdei. Nu este indicată folosirea scormonitorului și mai ales a tăvălugului după arătură.

2. Adîncimea arăturii să fie cuprinsă în limitele 20—24 cm la viteza 1,2—1,3 m/s.

3. Masa vegetală să fie încorporată mai adînc față de suprafața solului și cu o răspîndire cît mai mare în secțiunea brazdei.

4. Trupița să aibă caracteristicile indicate în cuprinsul lucrării.

BIBLIOGRAFIE

1. Letoșnev M. N., *Mașini Agricole*, Editura Agro-Silvică de stat, 1959.
2. Kruticov N. P., Smirnov I. I., Scerbakov K. F., Popov I. F., *Teoria, Construcția și Calculul Mașinilor Agricole*, Editura Tehnică, 1955.
3. Minin P. I., *Mașini Agricole*, Editura Tehnică, 1951.
4. Sciucikin I., *Pluguri și desmiriștitoare cu trupițe*, (limba rusă).
5. GOST 2911-45.
6. Vasiliul C., *Calculul și construcția mașinilor agricole*, vol. I, Editura de stat didactică și pedagogică, București, 1961.

ИССЛЕДОВАНИЯ ДЛЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ АКТИВНЫХ ОРГАНОВ СПЕЦИАЛЬНЫХ ПЛУГОВ

(РЕЗЮМЕ)

Работа содержит результаты полученные при испытании на песчанных почвах в Тымбурештах, Область Олтения, в течении 3 лет, различных типов плугов, отечественного и заграничного производства. Результаты анализируются и в зависимости от урожая полученного на этих почвах, в вариантах — с удобрением и без удобрения.

Полученные результаты привели к следующим выводам :

1. Вспашка на песках не производится с опрокидыванием борозды. Не рекомендуется применение разрыхлителей и особенно катков, после вспашки.

2. Глубина вспашки должна быть в пределах 20—24 см., при скоростях 1,2—1,3 м/сек.

3. Растительная масса должна быть включена как можно глубже от поверхности и распространнена как можно больше по сечению опрокинутой борозды.

4. Параметры корпуса плуга, дающее найлучшие результаты в песчанных почвах, следующие : $b=35$ см ; $a_{макс}=28$ см ; $K=1{,}35$; $H=28$ см ; $H_{макс}=38{,}5$ см ; $\sigma=540$; $\theta=30°$; $\varepsilon=20$ мм ; $I=11$ см ; $R=43$ см ; $\gamma_0=40°$; $\gamma_{макс}=51°$.

Закон изменения угла представляет $x^2=2py$, а направляющая кривая пересекает острие борозды на заднем конце.

Следует, что активная поверхность обладает большинством характеристик полугеликоидального отвала с подчеркнутым ростом угла , сходно с геликоидальными отвалами.

L'ETUDE DE LA RÉSISTANCE À L'AVANCEMENT DES ORGANES ACTIVES DES MACHINES AGRICOLES CONCERNANT LES TRAVAUX DU SOL SABLONNEUX

(RÉSUMÉ)

Conformément aux mesurages effectués pendant trois années dans les sols sablonneaux de Timbureşti, la Région d'Oltenia, on a déterminé les forces de traction et les résistances spécifiques des machines agricoles en vue des travaux du sol.

Les résultats obtenues ont abouti aux conclusions suivantes :

1. L'indication des sols sablonneux dans la catégorie — sols légers — mentionnés et utilisés en présent ne correspond en tout à la réalité, puisque les sols sablonneux, en fonctions des facteurs physiques et mécaniques particulièrement l'humidité — influencent la résistance spécifique de sorte qu'on puisse les encadrer en n'importe quelle catégorie de sol.

2. Les détermination des forces de traction moyenne pour les differentes organes actives utilisées aux machines pour les travaux du sol peuvent servir au calcul des organes respectives.

3. Les détermination de la résistance spécifique moyenne et de la puissance consommée moyenne peuvent egalement servir à la formation des agregats de travail dans les sols sablonneux, ainsi que à l'établissement des normes de travail respectives.

4. La variation de la résistance spécifique moyenne, en de très grande limites, en fonction de la forme des organes actives, oblige à des études sur les paramètres de ces organes, en vue de la réduction de la résistance spécifique ayant pour but la réduction de la résistance spécifique.

CONSIDERAȚII PRIVIND REALIZAREA UNUI SUMATOR KIRCHOFF CU TUBURI ELECTRONICE

DE

I. HEINRICH și V. POP

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

Considerațiile din prezenta lucrare privesc realizarea sumatorului într-un dispozitiv de însumare cifric, construit în scopuri didactice în cadrul laboratorului de Electronică de la I.P.T.

Prezentarea întregului dispozitiv de însumare se găsește în lucrarea intitulată : „Dispozitiv electronic de însumare cifric pentru scopuri didactice".

Sumatorul dispozitivului de însumare cifric constă din două elemente semisumatoare și dintr-o linie de întîrziere, care servește la aplicarea transferului la momentul corespunzător. Linia de întîrziere e prezentată în lucrarea susamintită. Schema de principiu a sumatorului este cea din fig. 1.

Cele două numere de adunat apar la intrările A_k și B_k ale semisumatorului $\left(\frac{\Sigma}{2}\right)_1$, suma apărînd la ieșirea S', iar transferul corespunzător la ieșirea T'_{k+1}. Pentru a avea însă suma corectă a tactului urmărit, la suma celor două cifre de adunat mai trebuie să se adauge transferul tactului precedent.

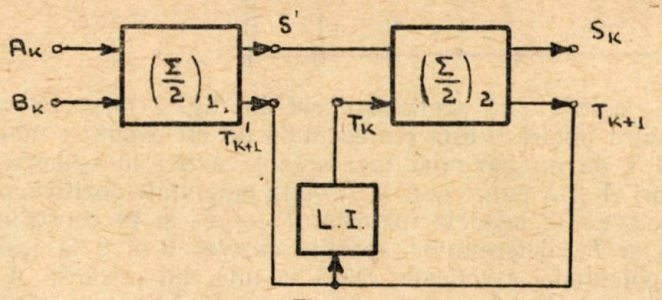


Fig. 1.

Acest lucru se realizează de semisumatorul $\left(\frac{\Sigma}{2}\right)_2$, care la intrările lui sesizează cifra apărută la ieșirea S', respectiv transferul tactului precedent (la intrarea T_k). Astfel suma corectă, corespunzătoare tactului urmărit, apare la ieșirea S_k.

Literatura prezintă indicații, privind realizarea concretă a sumatoarelor Kirchoff. Fig. 2 redă o schemă de semisumator, recomandată de literatură [1]. Cifrele binare 0 respectiv 1 sînt concretizate în schemă prin două potențiale diferite.

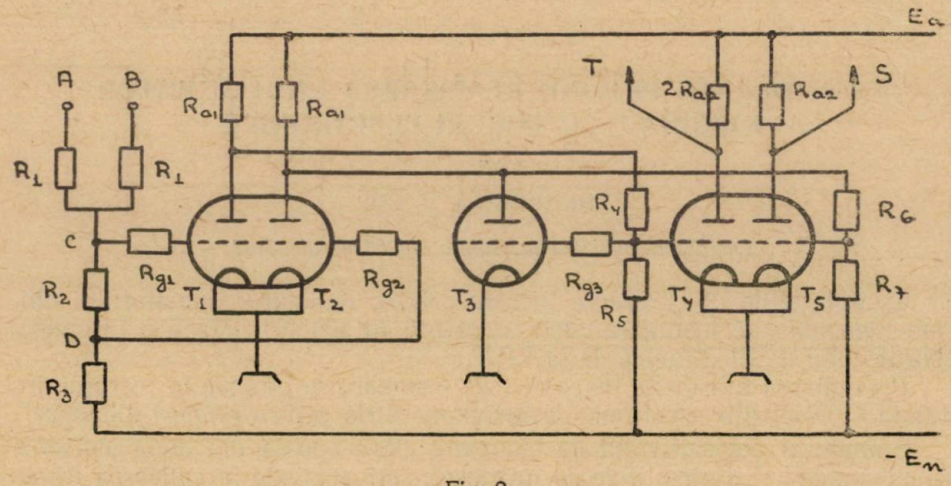


Fig. 2.

Semisumatorul trebuie să asigure apariția la ieșirile S (sumă) și T (transfer) a potențialelor corespunzătoare cifrelor de la intrările A și B ale semisumatorului după următoarea regulă:

A	B	S	T
0	0	0	0
0	1	1	0
1	0	1	0
1	1	0	1

Se poate constata că semisumatorul din fig. 2 respectă condițiile impuse, dacă cifra binară 0 este reprezentată de un potențial mai ridicat, iar cifra binară 1 de un potențial mai scăzut. Astfel la apariția cifrei 0 la ambele intrări A și B punctele C și D obțin potențiale pozitive, ce determină potențiale scăzute la anodele tuburilor T_1 și T_2 și în consecință blocarea tuburilor T_4 și T_5, determinînd apariția cifrelor 0 și 0 la ieșirile S și T sub forma potențialelor ridicate. Dacă la una din intrările A și B apare cifra 0, iar la cealaltă intrare cifra 1, punctul C obține potențial pozitiv, iar punctul D un potențial suficient de negativ. Astfel tubul T_1 conduce, iar T_2 e blocat, determinînd blocarea tubului T_4 și deblocarea tubului T_5. La ieșirea S deci apare cifra 1, iar la ieșirea T cifra 0, ceea ce corespunde regulilor de însumare. Dacă la ambele intrări A și B apare cifra 1, ambele puncte C și D obțin potențiale suficient de negative, încît determină blocarea tuburilor T_1 și T_2. Blocarea tubului T_1 duce la apariția unui potențial pozitiv la grilele tuburilor T_3 și T_4, care în consecință vor permite trecerea unui

curent anodic. Tubul T_3 însă are rezistență anodică comună cu tubul T_2 și în consecință, deși tubul T_2 este blocat, la anoda comună a celor două tuburi se stabilește un potențial scăzut, ce determină blocarea tubului T_5. În consecință la ieșirea S apare cifra 0 iar la ieșirea T, cum s-a văzut mai înainte, cifra 1, ce corespunde cerințelor.

Semisumatoarele fiind executate după schema din fig. 2, intrarea la linia de întîrziere se poate realiza prin legarea directă a celor două ieșiri T de la cele două semisumatoare conform fig. 3. Prin urmărirea regulilor de adunare se poate constata simplu că la ieșirile T_{k+1} și T'_{k+1} pot apărea doar două situații, și anume: fie că la ambele ieșiri apare cifra 0, fie că la una apare 0, la cealaltă 1. Situația în care la ambele ieșiri să apară cifra 1 nu poate exista.

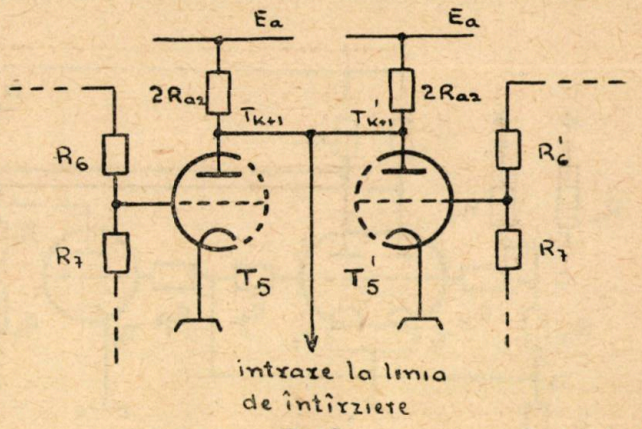


Fig. 3.

În primul caz cînd la ambele ieșiri apar cifrele 0 (adică ambele tuburi T_5 și T'_5 sînt blocate) către linia de întîrziere se transmite potențial ridicat. Dacă la una din ieșirile T_{k+1} sau T'_{k+1} apare cifra 1, tubul corespunzător (T_5 sau T'_5) lucrează pe cele două rezistențe anodice în paralel, determinînd potențial scăzut la intrarea liniei de întîrziere.

Schema din fig. 2 prezentată de literatură efectuează corect operația de însumare, dacă cifra binară 0 e reprezentată de un potențial mai ridicat, iar cifra binară 1 de un potențial mai scăzut. Prin înversarea acestui cod, se poate obține o simplificare în ansamblu a sumatorului, cum se va arăta în continuare. Cu scopul de a se adapta schema semisumatorului la codul invers, trebuie să i se aducă modificările corespunzătoare, indicate în fig. 4.

Apariția cifrelor 0 și 0 (potențiale scăzute) la intrările A și B determină apariția potențialelor scăzute la ieșirile S și T (adică 0 și 0) prin blocarea tuburilor T_1 și T_2 și în consecință deblocarea tuburilor T_4 și T_5. Dacă la una din intrările A și B apare 0 iar la cealaltă 1, tubul T_1 va conduce, iar T_2 va fi blocat, ce provoacă blocarea tubului T_4 și deblocarea tubului T_5. În consecință la ieșirea S va apare potențial ridicat (cifra 1) iar la ieșirea T potențial scăzut (cifra 0). În cele două situații descrise tubul T_3 nu intervine, deoarece în punctul D existînd un potențial suficient de negativ, tubul rămîne blocat. Dacă însă la intrările A și B apar potențiale ridicate corespunzînd cifrelor binare 1 și 1, și punctul D devine pozitiv, deblocînd tubul T_3. Tuburile T_1 și T_2 fiind deblocate, T_4 și T_5 vor fi blocate. În consecință la ieșirea T apare potențial ridicat (cifra binară 1), dar la ieșirea S potențial scăzut (cifra binară 0) din cauză că tubul T_3 conduce.

In cazul schemei din fig. 4 însă nu se mai poate realiza legătura cu linia de întîrziere în modul simplu, indicat în fig. 3. Dacă la ieșirile T_{k+1} și T'_{k+1} apar cifrele binare 0 și 0, în urma faptului că ambele tuburi T_5 și T'_5 sînt deblocate, corespunzător la legătura comună a celor două anode apare

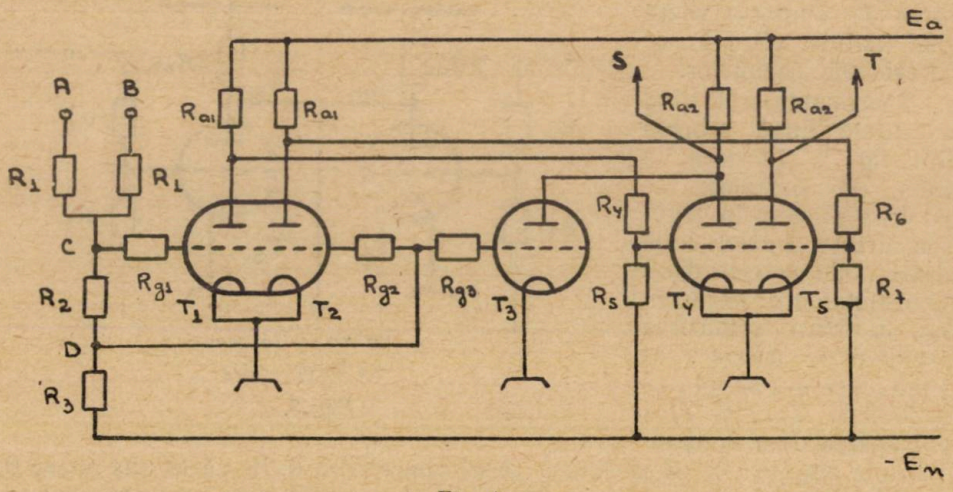


Fig. 4.

un potențial scăzut, ce se transmite spre linia de întîrziere. Dacă la una din ieșirile T_{k+1} și T'_{k+1} apare cifra 0 iar la cealaltă cifra 1, drept urmare a faptului că unul din tuburile T_5 și T'_5 conduce, celălalt fiind blocat, la legătura comună a celor două anode de asemenea se stabilește un potențial scăzut și în consecință linia de întîrziere nu sesizează schimbarea situației de la ieșirile T_{k+1} și T'_{k+1} față de situația anterioară.

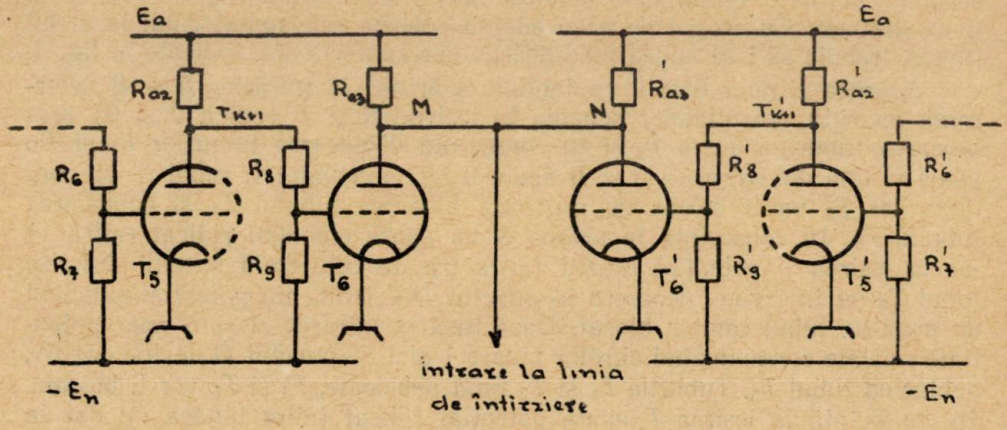


Fig. 5.

Funcționarea corectă a schemei se poate asigura prin introducerea a două circuite *NU* în modul indicat în fig. 5. În acest caz la bornele *M* și *N* (fig. 5) apar negările $\overline{T}_{k+1}$ și $\overline{T}'_{k+1}$. În acest caz dispozitivul de însumare va avea schema structurală indicată în fig. 6.

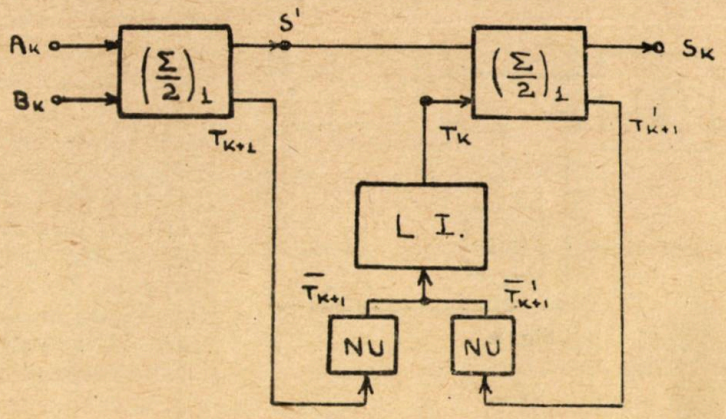


Fig. 6.

Negările $\overline{T}_{k+1}$ și $\overline{T}'_{k+1}$ se pot obține însă mai simplu, renunțînd la circuitele *NU* și modificînd schema semisumatoarelor conform fig. 7.

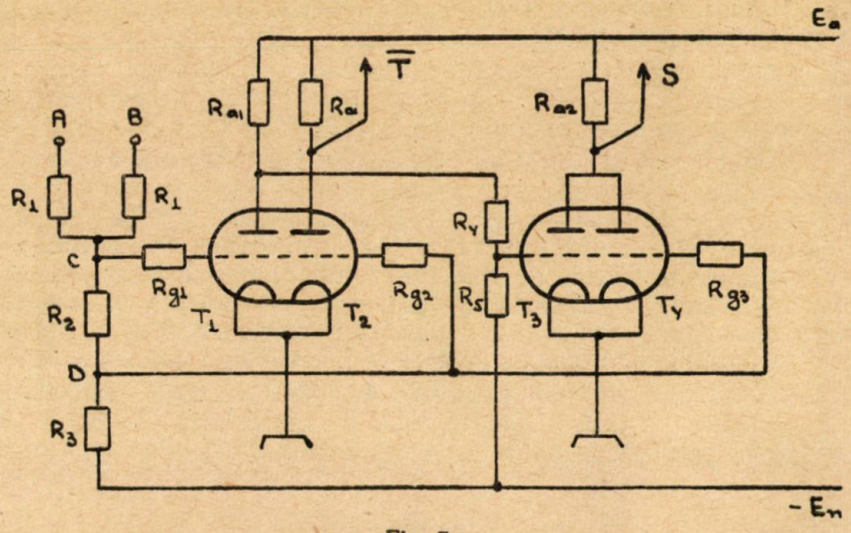


Fig. 7.

Dacă la intrările *A* și *B* apar potențiale scăzute, reprezentînd cifrele 0 și 0, tuburile T_1, T_2 și T_4 sînt blocate, iar T_3 conduce. În consecință la ieșirea *S* potențialul e scăzut, corespunzînd cifrei sumă 0, iar la ieșirea $\overline{T}$ potențialul

e ridicat, corespunzînd cifrei 1 (ceea ce într-adevăr reprezintă $\overline{T}$). La apariția unui 0 și a unui 1 la intrările A și B, potențialul punctului C devine pozitiv, determinînd deblocarea tubului T_1 și în consecință blocarea lui T_3. Punctul D menținîndu-se la un potențial suficient de negativ, va menține tuburile T_2 și T_4 blocate. În consecință ieșirea S obține potențial ridicat, corespunzînd cifrei sumă 1, ieșirea $\overline{T}$ de asemenea potențial ridicat, ceea ce înseamnă 1, deci 0 (corespunde negării transferului). Dacă la ambele intrări A și B apar cifre 1 și 1, potențialele pozitive ce se stabilesc la punctele C și D vor determina deblocarea tuburilor T_1, T_2 și T_4, determinînd astfel stabilirea unui potențial scăzut la ieșirea S, corespunzînd cifrei sumă 0, și de asemenea potențial scăzut și la ieșirea $\overline{T}$, corespunzînd cifrei 0, adică 1 (corespunde negării transferului).

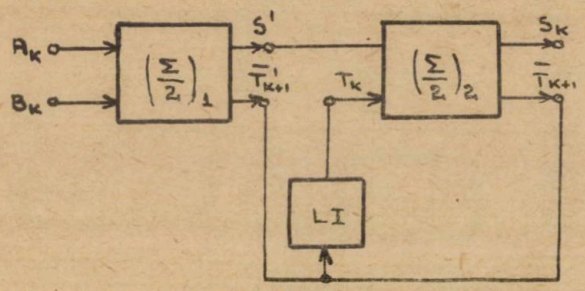


Fig. 8.

În felul acesta sumatorul obține schema structurală din fig. 8, unde semisumatoarele sînt executate corespunzător schemei din fig. 7.

Se constată că schema din fig. 8 corespunde schemei din fig. 1 cu deosebire că semisumatoarele din fig. 8 sînt realizate cu elemente mai puține, decît semisumatoarele din fig. 1.

Elementul original în prezenta lucrare este propunerea, pentru realizarea sumatoarelor, a schemei din fig. 8, respectiv 7, care este mai simplă decît schema propusă de literatură (fig. 1 și fig. 2).

Se menționează că literatura [2], [3] indică scheme și mai simple de sumatoare. Însă partea delicată a sumatoarelor Kirchoff o constituie circuitele divizoare de tensiune, care în cazul schemelor din [2] și [3] sînt mai complexe. Chiar autorii acelor lucrări menționează că realizarea schemelor respective se lovește de dificultăți. Astfel comparînd schema propusă în prezenta lucrare cu schemele din [2] și [3] se constată că schema propusă în ansamblu e realizată cu mai multe elemente, însă cu un circuit divizor de tensiune mai simplu, ceea ce îi mărește siguranța în funcționare.

Sumatorul dispozitivului electronic de însumare cifric realizat pentru scopuri didactice în cadrul laboratorului de Electronică din I.P.T. are la bază schema propusă de autori și a dat satisfacție deplină în exploatare.

BIBLIOGRAFIE

1. T. E. Aivoll, *Elektroniie matematiceskie mașini*. Moscova, 1959.
2. R. K. Riciards, *Aritmeticeskie operații na țifrovih vicislitelnih mașinah*. Moscova, 1957.
3. M. B. Uilks, *Automaticeskaia țifrovie vicislitelnie masini*. Leningrad, 1960.

В СВЯЗИ С СОЗДАНИЕМ СУММАТОРА С ЭЛЕКТРОННЫМИ ЛАМПАМИ

(РЕЗЮМЕ)

Работа содержит полусуматорные схемы и указывается изменения которой должны быть подвержены эти схемы, с тем чтобы они могли быть применимы к инверсированию представления бинарных цифр. Предлагается схема котороя была реализована и экспериментально исследована авторами.

Предложенная схема является упрощенной по сравнению с существующими и распространными схемами.

BETRACHTUNGEN ÜBER DIE ERBAUUNG EINES ADDIERWERKES MIT ELEKTRONENRÖHREN

(ZUSAMMENFASSUNG)

In dem vorliegenden Artikel werden Schemen der Halbaddierwerke gezeigt und die Abänderungen welche an diesen Schemen vorgenommen werden müssen, damit sie sich zum Umstellen des Codes der Binärzahlen eignen. Ein von den Autoren vorgeschlagenes Schema wird gezeigt, welches experimentell studiert und ausgeführt wurde. Das angeführte Schema weist, im Vergleich mit anderen, Vereinfachungen auf.

DISPOZITIV ELECTRONIC DE INSUMARE CIFRIC PENTRU SCOPURI DIDACTICE

DE

A. ROGOJAN, I. HEINRICH, V. POP, A. SOCENEANȚU

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

I. INTRODUCERE

Dispozitivul electronic de însumare cifric prezentat în această lucrare a fost conceput și executat cu scopul, de a pune la dispoziția studenților material de laborator corespunzător efectuării unor lucrări experimentale în domeniul mașinilor electronice de calcul. Dispozitivul de însumare conceput și realizat este de tipul serie, la construcția lui s-au folosit tuburi electronice.

Deși literatura conține numeroase indicații, privind dispozitivele de însumare, realizarea concretă a pus asemenea probleme, care au pretins pe lîngă aplicarea indicațiilor literaturii și contribuții cu caracter original din partea colectivului de autori, atît în privința adoptării schemei generale, cît și în privința realizării elementelor schemei. Aceste contribuții se manifestă la modul de realizare a circuitului logic „și" (poarta), la conceperea și realizarea sistemului de comandă a sumatorului, la alegerea schemei semisumatoarelor și realizarea schemei de întîrziere a transferului etc.

II. SCHEMA GENERALĂ

Schema generală de principiu a dispozitivului electronic de însumare cifric realizat e reprezentată în fig. 1. Dispozitivul de însumare cuprinde următoarele subansamble:

— sumatorul propriu-zis;
— registrul R_A;
— registrul R_B;
— dispozitivul de comandă *DC*.

La urmărirea proceselor trebuie să se aibă în vedere că cele două cifre binare „0" și „1" în toate părțile mașinii sînt reprezentate conform următoarei convenții:

— cifra „0" — potențial scăzut;
— cifra „1" — potențial ridicat.

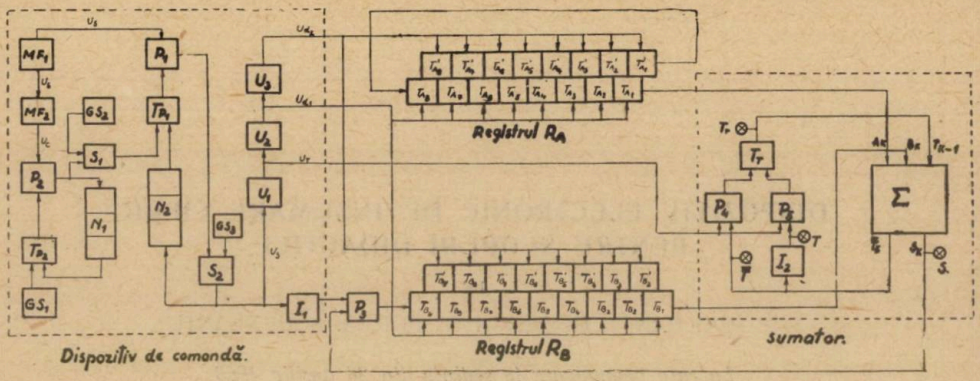


Fig. 1.

1. Sumatorul

Sumatorul propriu-zis se compune dintr-un sumator cu trei intrări Σ și dintr-un dispozitiv de întîrziere, care transmite transferul la intrarea sumatorului cu o întîrziere de un tact (fig. 1). Cele două cifre binare de însumat, aflate în trigherele T_{A1} și T_{B1} a registrelor apar la intrările A_K, respectiv B_K ale sumatorului sub formă de potențiale. În primul tact la ieșirea S_K a sumatorului apare suma cifrelor binare aflate în trigherele T_{A1} și T_{B1}, dispozitivul de întîrziere transmițînd la intrarea T_{K-1} cifra zero.

Dispozitivul de însumare fiind de tipul serie, realizat cu registre de deplasare, în tactul de ordinul K în trigherele T_{A1} și T_{B1}, se vor afla cifrele de rangul K ale numerelor de însumat, acestea aparînd la bornele A_K și B_K ale sumatorului. La borna T_{K-1} apare transferul tactului precedent care poate fi „0" sau „1". Cele trei cifre transmise la intrarea sumatorului determină suma corectă corespunzătoare tactului K, ce apare la borna de ieșire S_K și transferul negat la borna $\overline{T}_K$. Această cifră transfer, cu ajutorul dispozitivului de întîrziere se aduce la intrarea T_{K-1} în tactul următor $K+1$. Necesitatea aducerii la intrarea liniei de întîrziere a negării transferului $(T_{K+1})'$ rezultă din lucrarea [3] unde se descrie și schema de principiu a sumatorului cu trei intrări Σ.

Cifra de transfer, ce apare sub formă negată la borna $\overline{T}_K$ se înscrie în trigherul T_T în urma aplicării impulsului U_T (impuls de aplicare a transferului) la intrările porților P_4 și P_5.

2. Registrele

Registrele R_A și R_B sînt registre de deplasare cu două tacte, realizate cu trigherele indicate în fig. 1, impulsurile de deplasare fiind Ud_1 și Ud_2. Cele două registre servesc la înmagazinarea numerelor care urmează să se însumeze, de asemenea servesc la înmagazinarea rezultatului adunării. Cele

două numere de adunat în cazul sumatorului realizat pot fi formate din cel mult cîte 7 cifre binare, ele fiind introduse în trigherele T_{A1}, T_{A2}—T_{A7}, respectiv T_{B1}, T_{B2}—T_{B7}. Trigherele T_{A8}, T_{B8} și T_{B9} trebuie să rămînă cu conținut 0 după introducerea numerelor de adunat în registre din motivele ce rezultă din cele ce urmează. La sosirea unui impuls de deplasare Ud_1 conținuturile trigherelor T_{Ai} și T_{Bi} trec în trigherele T'_{Ai} și T'_{Bi}, iar conținutul trigherului T_{B1} se pierde.

La sosirea impulsului de deplasare Ud_2 conținutul trigherelor T'_{Ai} și T'_{Bi} trec în trigherele $T_{A(i-1)}$ și $T_{B(i-1)}$.

Astfel, se constată că prin aplicarea celor două impulsuri de deplasare succesive Ud_1 și Ud_2 atît conținutul registrului R_A, cît și conținutul registrului R_B suferă o deplasare spre dreapta cu un rang.

Datorită modului de realizare a legăturilor dintre elementele registrului, conținutul trigherului T'_{A1} totdeauna trece în T_{A8} prin aplicarea impulsului Ud_2. În felul acesta numărul înscris în registrul R_A, după aplicarea a 8 perechi de impulsuri de deplasare Ud_1 și Ud_2, revine în poziția inițială. În ceea ce privește registrul R_B prin aplicarea celor 8 perechi de impulsuri de deplasare, conținutul acestui registru se pierde. În schimb în acest timp în acest registru se produce înscrierea sumei celor două numere introduse inițial în registrele R_A și R_B.

Deja înaintea apariției impulsurilor de comandă, la ieșirea S_K a sumatorului apare sub formă statică suma cifrelor de cel mai mic rang al numerelor de adunat. Impulsurile de deplasare Ud_1 și Ud_2 sînt precedate de impulsul U_s de introducere a sumei și de impulsul U_T de aplicare a transferului. Acestea formează un grup de impulsuri, iar la operație completă avem 8 astfel de grupuri. Intervalul de timp între primele impulsuri a două grupe ce se succed formează un tact. Primul impuls U_s introduce prin poarta P_3 în trigherul T_{B9} suma ce apare la ieșirea S_K. Impulsurile Ud_1 și Ud_2, care aparțin primului grup de impulsuri, efectuează deplasarea acestei cifre binare din T_{B9} în T_{B8}. Se observă, că după aplicarea celor 8 grupe de impulsuri, cifra „sumă" a cifrelor de cel mai mic rang al numerelor de adunat ajunge în trigherul T_{B1}. Deoarece introducerea cifrelor, corespunzătoare sumei numerelor de adunat, se face succesiv prin poarta P_3, rezultă că după aplicarea celor 8 grupe de impulsuri, suma va fi înscrisă în registrul R_B în trigherele T_{B1}—T_{B8}. Se menționează că deoarece termenii sumei sînt numere cu 7 ranguri, suma poate să apară ca un număr de 8 ranguri, motiv pentru care linia T_{Bi} a registrului R_B are un trigher în plus față de celelalte linii ale celor două registre.

S-a amintit, că inițial, la introducerea numerelor de adunat în registre, trigherele T_{A8} și T_{B8} trebuie să aibă conținut zero. Acest lucru se impune, deoarece în tactul al 8-lea la ieșirea S_K a sumatorului trebuie să apară transferul tactului al 7-lea, ceea ce pretinde ca la intrările A_K și B_K în tactul al 8-lea să apară cifrele zero, aceste cifre fiind conținute de trigherele T_{A1} și T_{B1} în tactul al 8-lea. Se constată însă, că în trigherele T_{A1} și T_{B1} în tactul al 8-lea apar cifrele inițial introduse în trigherele T_{A8} și T_{B8}.

3. Dispozitivul de comandă

Dispozitivul de comandă *D.C.* servește la declanșarea operațiilor, la furnizarea impulsurilor U_S, U_T, Ud_1 și Ud_2, care comandă procesele din dispozitivul de însumare, precum și la comanda încetării funcționării după efectuarea operațiilor.

Însumarea numerelor înscrise în registrele R_A și R_B, se face în felul următor: Poarta P_1 permite trecerea unui șir de 8 impulsuri, care sînt generate de multivibratorul formator MF_1. Acest proces este asigurat de bucla formată din P_1, S_2, N_2 și TP_1. În momentul inițial considerăm poarta P_1 închisă de trigherul T_{P_1}. Prin activarea generatorului de impulsuri singulare GS_2 se aduce un impuls la intrarea 1 a trigherului de pornire T_{P_1} acesta basculează, deschizînd poarta P_1, prin care încep să treacă impulsurile U_S. Fiecare impuls trecut prin poartă trece prin separatorul S_2 și este numărat de numărătorul N_2 care poate număra 8 impulsuri. După cele 8 impulsuri trecute prin poarta P_1, numărătorul N_2 produce bascularea trigherului T_{P_1}, blocînd poarta P_1.

Pentru fiecare impuls U_s ce trece prin poarta P_1 șirul de univibratoare U_1, U_2, U_3 furnizează o grupă de trei impulsuri decalate în timp în urma impulsului U_s.

Primul impuls, U_T, luat de la univibratorul U_1 înscrie cifra transfer de la ieșirea $\overline{T}_K$ în trigherul T_T. Al doilea și al treilea impuls, Ud_1 și Ud_2, luate de la univibratorul U_2 respectiv U_3 produc deplasarea numerelor din registrele R_A și R_B cu un rang spre dreapta.

Înmulțirea. Dispozitivul are posibilitatea de a efectua și înmulțiri, folosind metoda însumării repetate.

Multivibratorul formator MF_2 produce impulsuri cu o frecvență de cel puțin 8 ori mai mică decît a multivibratorului formator MF_1. Aceste impulsuri acționează asupra trigherului T_{P_1}, astfel încît pentru fiecare impuls dat de MF_2 și care trece prin poarta P_2, prin poarta P_1 vor trece 8 impulsuri U_s care produc după cum s-a arătat o adunare completă. Numărul de adunări repetate este deci egal cu numărul de impulsuri ce sosesc la intrarea 1 a trigherului T_{P_1}. Pentru a efectua o înmulțire deînmulțitul se înscrie în registrul *RA*, registrul *RB* se lasă gol, iar înmulțitorul e reprezentat de numărul de impulsuri ce trec prin poarta P_2. Numărătorul N_1 poate număra pînă la 8 după care prin T_{P2} se închide P_2. Deci valoarea maximă a înmulțitorului este 8. Cînd înmulțitorul este $p < 8$ introducem $8\text{-}p$ în N_1, ceea ce înseamnă că el permite trecerea a p impulsuri prin poarta P_2 și deci repetarea de p ori a adunării. Cu ajutorul generatorului de impulsuri singulare GS_1 se declanșează operația de înmulțire.

Pentru a se putea urmări pas cu pas toate fenomenele ce au loc, dispozitivul a fost prevăzut cu generatorul de impulsuri singulare GS_3. Opt impulsuri introduse manual cu ajutorul acestui generator produc o adunare, putîndu-se urmări diferitele faze intermediare.

4. Funcționarea schemei

După introducerea numerelor în registre și înainte de declanșarea impulsurilor de comandă suma și transferul sînt corecte la ieșirea sumatorului. La apariția primului impuls (U_s) se înscrie suma corectă în registrul R_B. După aceasta apare impulsul (U_T) care înscrie transferul corect în trigherul (T_T) al dispozitivului de întîrziere cu un tact. Prin trecerea transferului în T_T, la intrarea lui Σ se găsesc cifrele A_1, B_1 și T_1, sau mai general pentru tactul K se găsesc cifrele A_K, B_K și T_K, deci la ieșirea sumatorului suma și transferul nu mai sînt corecte. Aceasta se datorește faptului că la intrarea pentru transfer a sumatorului apare transferul tactului și nu a tactului precedent. Acum apar impulsurile Ud_1 și Ud_2 care deplasează numerele în registre cu un rang. După acestea la intrarea sumatorului avem A_{K+1}, B_{K+} T_K și la ieșirea sumatorului apar corecte suma și transferul pentru tactul $K+1$. Acum se poate înscrie suma corespunzătoare în registrul R_B și ciclul se repetă.

Din cauza întîrzierii pe care o au elementele, dispozitivul ar putea eventual funcționa și cu grupe de 3 impulsuri U_s, Ud_1, Ud_2. În acest caz impulsul U_s ar face și înscrierea sumei și aceea a transferului.

Diagramele din fig. 2 indică variațiile potențialelor de la intrările și ieșirile din sumator într-un caz concret de adunare. Pentru cazul considerat

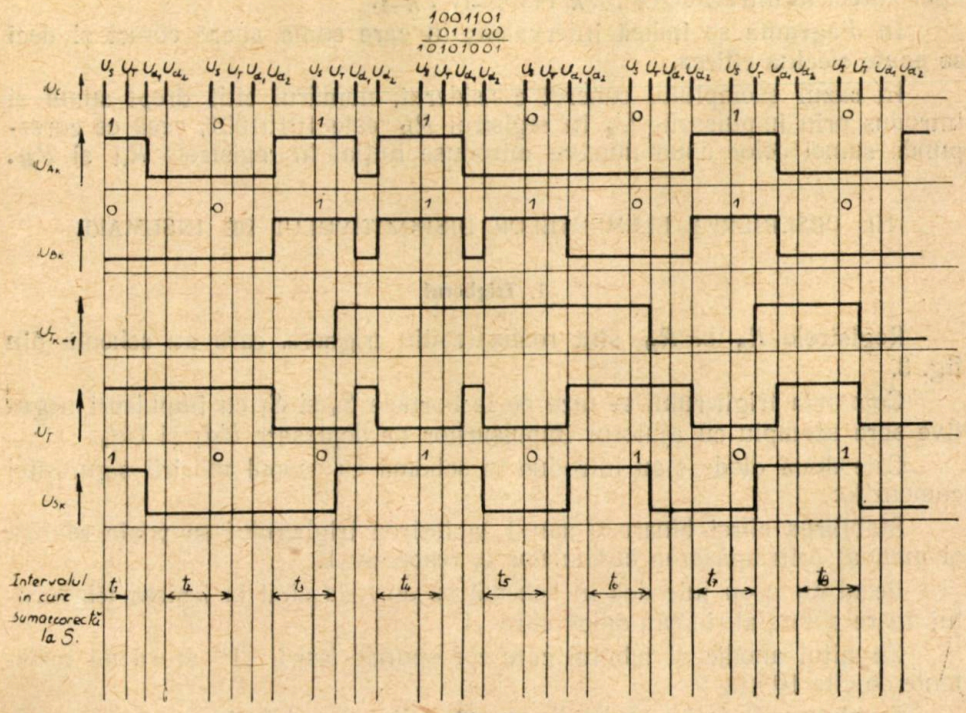


Fig. 2.

s-a presupus, că în registrele R_A și R_B s-au introdus următoarele numere formate din 7 cifre binare, care urmează să fie însumate: 1001101 și 1011100. Cifrele celor două numere apar la intrările A_K respectiv B_K succesiv, începînd cu cifrele de rangul cel mai mic. Astfel cifrele de rangul 1 apar la intrările A_K, respectiv B_K în intervalul t_1, cifrele de rangul 2 în intervalul t_2, în general cifrele de rangul K în intervalul t_K.

Se poate constata, că în intervalul dintre cele două impulsuri succesive de deplasare Ud_1 și Ud_2 la bornele A_K și B_K apar totdeauna potențiale scăzute, independent de numerele introduse în registre. Cifrele care apar la cele două ieșiri S_K și $\overline{T}_K$, depind de cele trei cifre de la intrările A_K, B_K și T_{K-1} în felul următor:

Cifrele ce apar la intrări:	S_K	T_K	$\overline{T}_K$
— la toate cele trei intrări „0"	0	0	1
— la una din intrări „1", la celelalte două „0"	1	0	1
— la două intrări „1", la a treia intrare „0"	0	1	0
— la toate cele trei intrări „1"	1	1	0

La intrarea T_{K-1} în primul tact apare cifra zero. În celelalte tacte apar cifrele transmise de la ieșirea $\overline{T}_K$ de impulsurile U_T.

Cum s-a spus deja citirea cifrelor sumei, ce apar la ieșirea S_K, se poate face numai în intervale, în care atît cifrele de adunat, cît și cifra transfer apar corect la intrările A_K, B_K respectiv T_{K-1}.

În diagramă se indică intervalele, în care suma apare corect și deci se poate efectua citirea.

În cazul exemplului concret considerat, numărul citit drept sumă și introdus prin impulsurile U_s în registrul R_B este 10101001, ceea ce corespunde sumei celor două numere introduse inițial în registrele R_A și R_B.

III. DESCRIEREA ELEMENTELOR DISPOZITIVULUI DE INSUMARE

1. Trigherul

Registrele R_A și R_B sînt realizate din trighere, care au schema din fig. 3.

Comanda trigherului se face pe la bornele S_0 și S_1 cu impulsuri negative spre exemplu cu ajutorul impulsurilor de deplasare Ud_1 și Ud_2.

Cele două diode s-au introdus în schemă cu scopul măririi siguranței comenzilor.

Stabilirea cifrei binare 0 sau 1 la ieșirea trigherului se poate realiza și manual prin apăsarea butoanelor 0, respectiv 1.

Becul cu neon introdus în schemă se aprinde cînd la ieșirea trigherului apare potențial ridicat, adică cifra „1".

Circuitul anodic al tubului care corespunde ieșirii „1" are două rezistențe de cîte 10 kΩ.

Tensiunea de ieșire se ia din punctul dintre rezistențe.

În schema generală din fig. 1 mai apar trigherele $Tp1$, $Tp2$ și T_T, ele sînt realizate de asemenea după schema din fig. 3.

Menționăm că nivelele de tensiune corespunzătoare cifrelor binare „0" și „1" sînt 50 V, respectiv 140 V la anodul tuburilor.

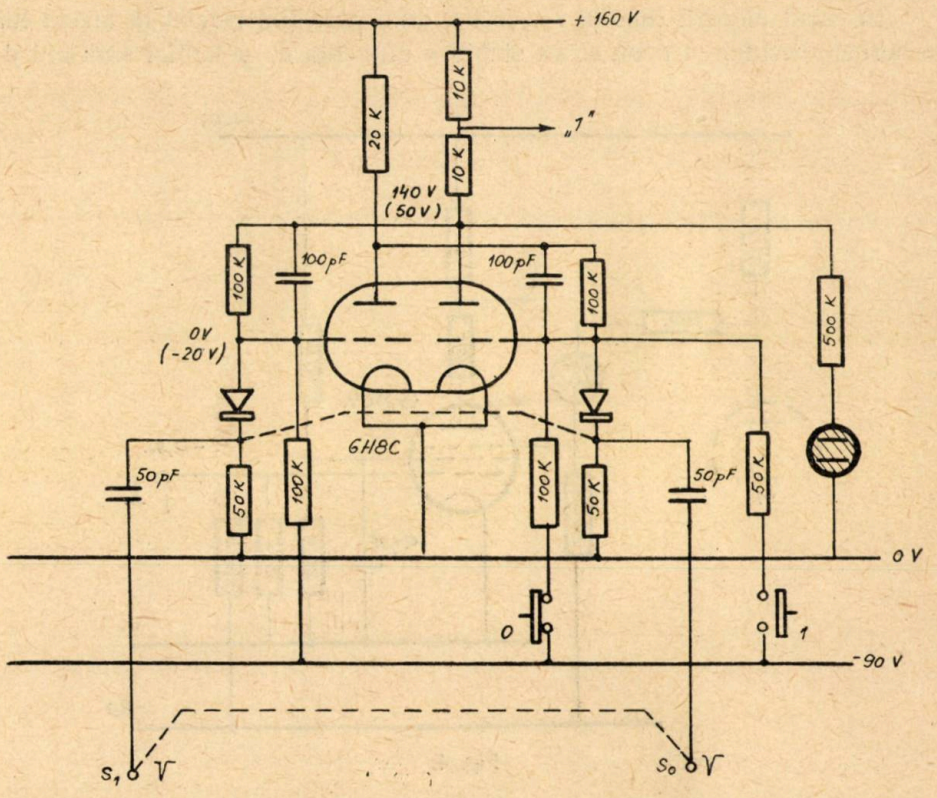


Fig. 3.

Același trigher este întrebuințat și în numărătoarele N_1 și N_2 cu următoarea modificare: Catozii diodelor cu germaniu și intrările se leagă împreună așa cum este arătat punctat în fig. 3. În felul acesta se obține un trigher cu intrare simetrică.

2. Porțile

Porțile P_1, P_2, P_3, P_4 și P_5 sînt circuite logice *SI*.

Ele sînt realizate conform schemei din fig. 4.

Deschiderea, respectiv închiderea porții se comandă prin stabilirea corespunzătoare a potențialului grilei supresoare. Dacă tubul T_1, aparținînd

elementului care comandă deschiderea respectiv închiderea porții, conduce, anoda lui găsindu-se la potențial scăzut, determină la bornele becului cu neon o diferență de potențial insuficientă pentru aprinderea acestuia. Astfel grila supresoare se va găsi la potențialul de —90 V, determinînd blocarea tubului.

În cazul blocării tubului T_1, deci a unui potențial ridicat la anoda lui, la bornele becului cu neon se va stabili o diferență de potențial suficient d

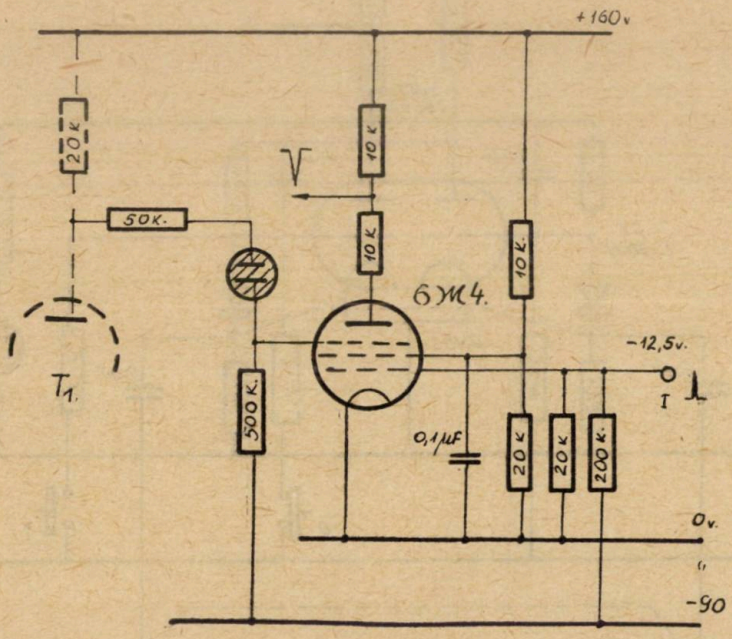


Fig. 4.

mare, încît becul se aprinde, determinînd astfel la grila supresoare un potențial mai ridicat, deci determinînd deblocarea porții. Se menționează că acest mod de blocare și deblocare a porții reprezintă o soluție originală.

Impulsurile de comandă se aplică la intrarea *I* sub formă de impulsuri pozitive, care provoacă apariția impulsurilor negative la ieșirea porții, în cazul că poarta e deschisă.

3. Inversoarele

Deoarece impulsurile de introducere a sumei U_s sînt impulsuri negative, iar porțile trebuiesc comandate prin impulsuri pozitive, înaintea porții P_3 s-a introdus elementul *inversor* I_1, realizat după schema din fig. 5.

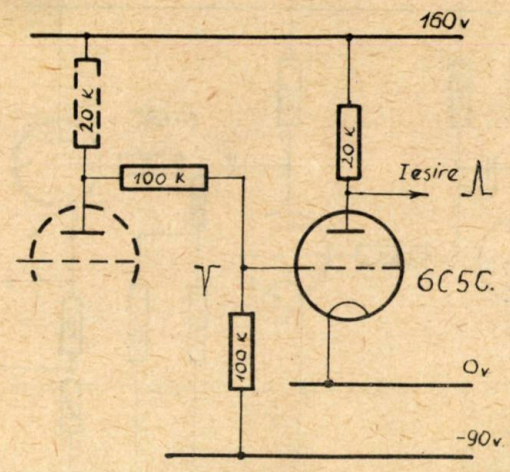


Fig. 5.

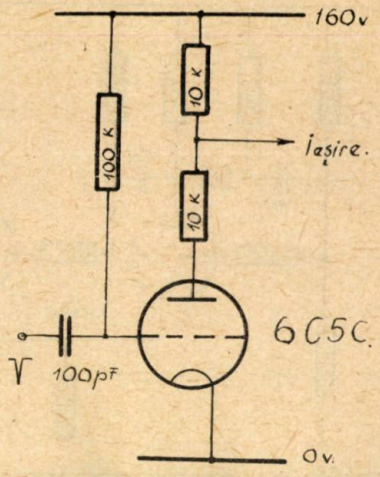


Fig. 6.

Elementul *inversor* I_2, care apare între sumatorul și poarta P_S s-a realizat după schema din fig. 6.

4. Separatoarele

Separatoarele sînt circuite logice SAU cu două intrări. Ele sînt realizate după schema din fig. 7. Diodele întrebuințate — ca în toate celelalte

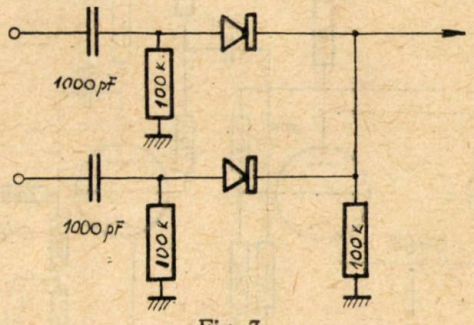


Fig. 7.

elemente — sînt diode punctiforme cu germaniu cu o tensiune inversă de cel puțin 75 Volt.

5. Univibratoarele întîrzietoare

Univibratorul întîrzietor U_1 este realizat după schema din fig. 8, aceasta fiind analizată în [2]. Schema presupune, că univibratorul e comandat cu impulsuri negative, furnizînd la ieșire impulsuri pozitive. Deoarece

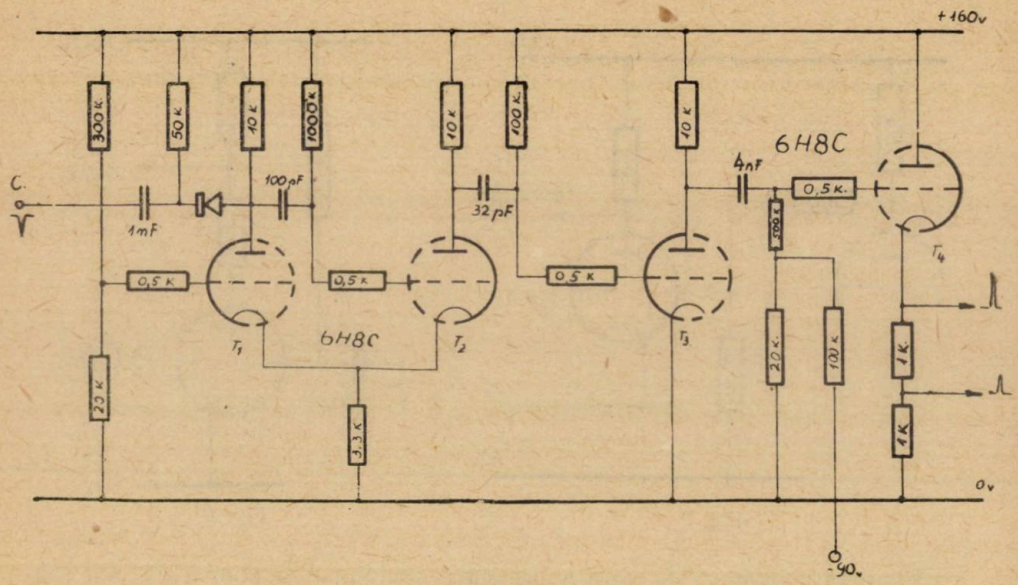

+160v
300 K
50 K
10 K
1000 K
10 K
100 K
10 K
6H8C
4nF
0,5 K.
C.
1mF
100pF
32pF
0,5 K
0,5 K
0,5 K
T1
6H8C
T2
T3
T4
25 K
3,3 K
200 K
100 K
1 K.
1K
0v
-90v

Fig. 8.

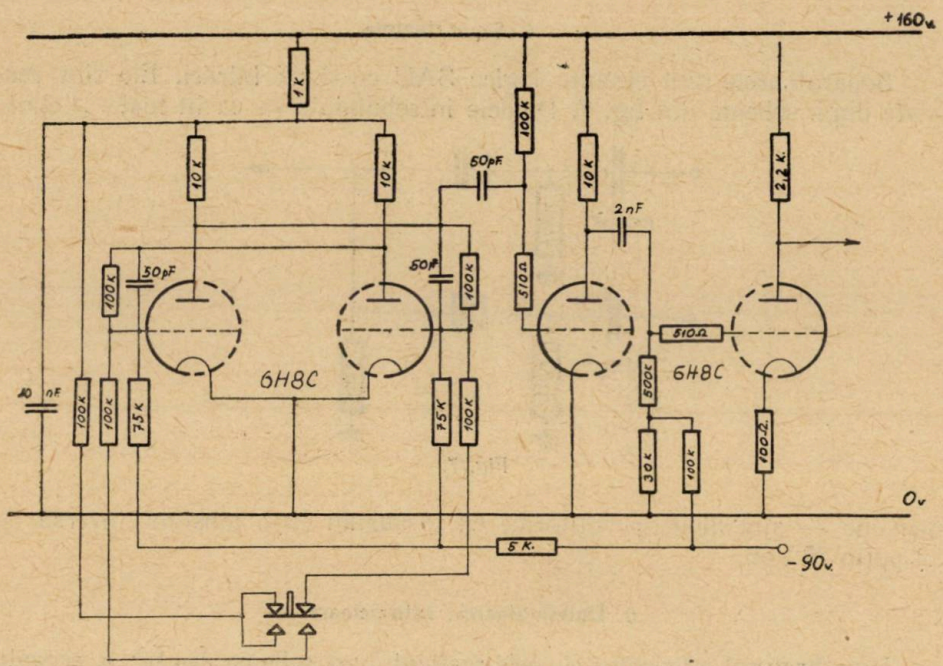

+160v
1K
100K
10K
10K
50pF
10K
2,2 K.
2nF
100K
30pF
50pF
100K
510Ω
510Ω
6H8C
6H8C
10 nF
100K
100K
7,5K
7,5K
100K
300K
30K
100K
100Ω
0v
5K.
-90v

Fig. 9.

univibratorul U_2 e comandat de impulsuri pozitive, iar univibratoarele U_2 și U_3 trebuie să dea la ieșire impulsuri negative, la aceste două univibratoare din urmă, privind schema lor, se aduc modificările necesare indicate în [2].

6. Generator de impulsuri singulare

Generatoarele de impulsuri singulare s-au realizat după schema din fig. 9. Ele furnizează cîte un impuls standard la ieșire de fiecare dată cînd se apasă pe butonul de comandă. Funcționarea schemei rezultă din [2].

7. Multivibratoare formatoare

Cele două multivibratoare MF_1 și MF_2 sînt realizate după schema din fig. 10. Multivibratoarele propriu-zise, realizate cu tuburile T_1 și T_2, respectiv T_1' și T_2' produc impulsuri dreptunghiulare care sînt diferențiate și aplicate la intrările tuburilor T_3, respectiv T_3'. La ieșirile tuburilor apar impulsuri pozitive ce se aplică la intrările repetoarelor catodice, realizate cu tuburile T_4, respectiv T_4'.

Elementul MF_1 produce impulsuri la ieșire (U_s) cu frecvența de 930 Hz, iar elementul MF_2 impulsuri (U_c) de frecvența 84 Hz, îndeplinind astfel condiția prezentată la descrierea generală, încît în intervalul dintre două impulsuri succesive U_c să apară cel puțin 8 impulsuri U_s.

Urmărind funcționarea dispozitivului după fig. 1 se pot preciza următoarele: Un impuls U_c (presupunînd poarta P_2, deschisă) comandă prin trigherul T_{P_1} deschiderea porții P_1. Dacă bascularea trigherului T_{P_1}, adică deschiderea porții P_1 coincide cu sosirea la P_1 a unui impuls U_s, comportarea porții P_1 față de acest impuls va fi nesigură, putîndu-se astfel să apară funcționarea nesigură a întregului dispozitiv de însumare. Pentru a evita acest dezavantaj, se realizează o legătură de sincronizare dintre MF_1 și MF_2 coordonînd astfel relativ momentele apariției impulsurilor U_s și U_c. Prin legătura de sincronizare se obține ca impulsurile U_c să fie declanșate totdeauna de cîte un impuls U_s.

Fie impulsul U_s de ordinul n, care provoacă declanșarea unui impuls U_c, acest impuls U_s de ordinul n găsind poarta P_1 închisă. Impulsul U_c declanșat prin poarta P_2 comandă bascularea trigherului T_{P_1} și prin aceasta deschiderea porții P_1. Intervalul de timp dintre impulsul U_s de ordinul n și deschiderea porții P_1 fiind de ordinul zecilor de microsecunde, iar intervalul de timp dintre două impulsuri succesive U_s fiind de cca. 1 000 μs, rezultă că impulsul U_s de ordinul $n+1$ cu siguranță găsește poarta P_1 deschisă.

Legătura de sincronizare este realizată între ieșirea elementului MF_1 și anodele multivibratorului MF_2, prin rezistența de 20 KΩ și capacitatea de 1 000 pF (vezi fig. 10).

O legătură directă de sincronizare ar provoca aplicarea impulsurilor multivibratorului MF_1 la anodele respectiv grilele multivibratorului MF_2 în permanență. Aplicarea acestor impulsuri în perioadele cînd tubul conduce, ar provoca inconveniente, cum ar fi de ex. fluctuațiile introduse în

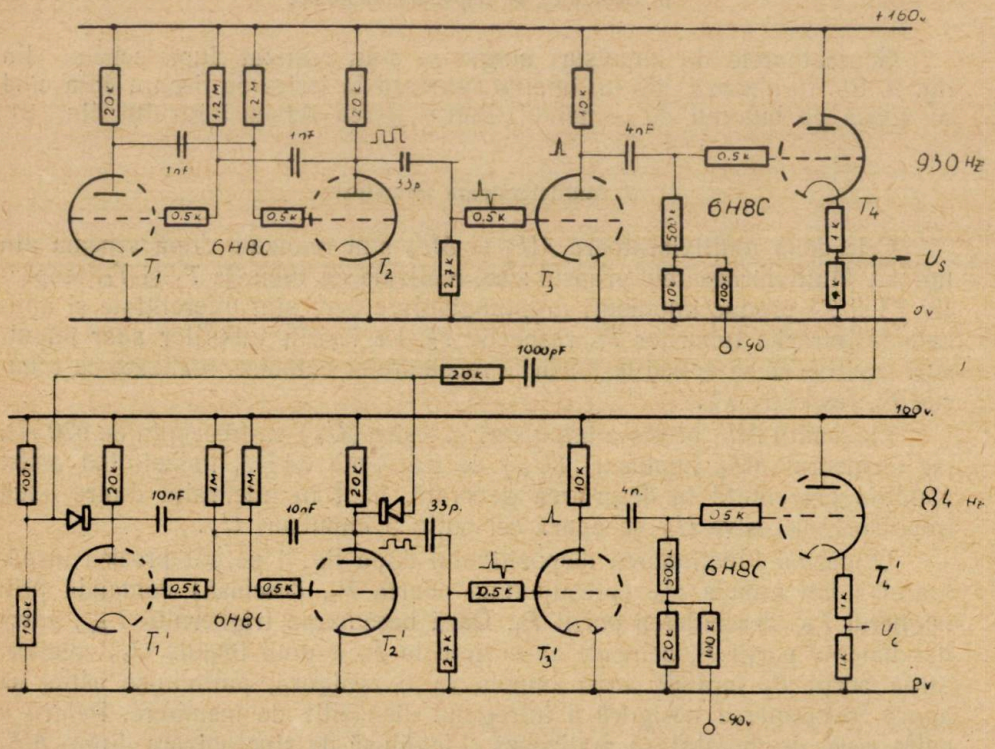


Fig. 10.

curentul anodic. Pentru a opri trecerea impulsurilor în aceste perioade legarea la anode a legăturii de sincronizare se face peste diode, aplicînd totodată circuitul divizor de tensiune format din cele două rezistențe de cîte 100 KΩ.

IV. ALIMENTAREA

Pentru alimentarea dispozitivului de însumare sînt necesare următoarele surse :

— sursă de c.a. de 6,3 V care să asigure un consum de 41 A ;
— sursă de c.c. de 160 V care să asigure un consum de 550 mA ;
— sursă de c.c. de 90 V care să asigure un consum de 55 mA.

V. PANOUL DE COMANDĂ

Dispozitivul electronic de însumare cifric s-a prevăzut cu un panou de comandă, acesta fiind reprezentat în fig. 11.

În partea centrală a panoului s-au plasat becurile cu neon, aparținînd celor două registre R_A și R_B și care indică numerele introduse în aceste registre. Butoanele plasate dedesubtul becurilor cu neon servesc la introducerea cifrei binare 1, care se face individual pentru fiecare element al registrului. Prin apăsarea celor două butoane 0 se aduc la zero toate elementele registrelor R_A, respectiv R_B. Becurile notate cu T_{P_1} și T_{P_2} sînt becurile cu neon ce apar în schema din fig. 4. Ele aparțin porților notate cu P_1 și P_2 în fig. 1 și semnalizează starea de „deschis" sau de „închis" a acestor porți.

În partea dreapta apar becuri cu neon, care semnalizează cifrele binare care apar la bornele $S_K(S)$—$\overline{T}_K(\overline{T})$ și $T_{K-1}(T_T)$ ale sumatorului. De asemenea se indică potențialul de ieșire a elementului inversor $I_2(T)$, ce apare între sumator și poarta P_5, indicînd dacă poarta P_5 e deschisă sau închisă. Tot în partea dreaptă pe panou, între becurile T_T și T apare un buton, notat 0, prin care se poate pune manual cifra zero la intrarea T_{K-1} a sumatorului în cazul cînd la începerea operațiilor această condiție nu ar fi îndeplinită.

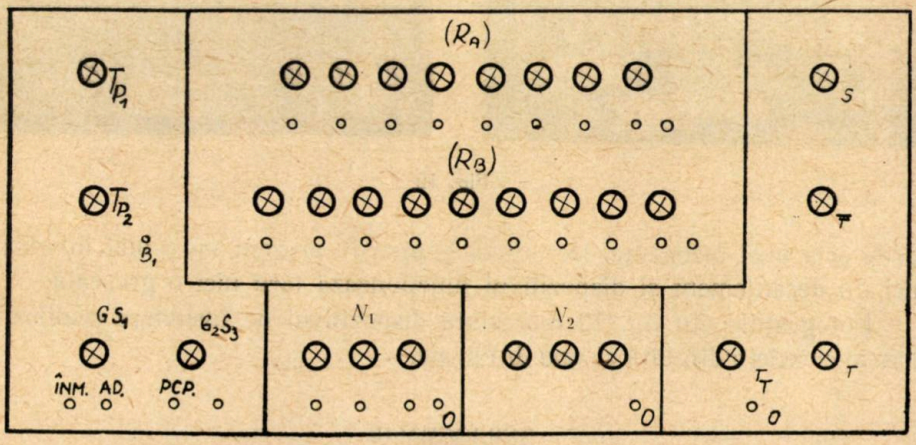


Fig. 11.

În partea centrală, jos, a panoului de comandă se găsesc două grupe de becuri cu neon, care semnalizează numerele ce apar în cele două numărătoare de impulsuri N_1 și N_2. La ambele numărătoare s-au prevăzut butoane notate 0, prin care se aduc numărătoarele la zero. La numărătorul

N_1 s-au mai prevăzut butoane pentru introducerea individuală a cifrei 1 în elementele numărătorului. Acestea sînt necesare, pentru a putea introduce în numărător complementul înmulțitorului față de numărul de impulsuri la care numărătorul dă impuls de comandă la ieșire.

Panoul de comandă mai dispune de becuri de semnalizare pentru două din generatoarele de impulsuri singulare GS_1 și GS_2.

VI. INCHEIERE

Dispozitivul a fost dat în funcțiune în mai 1962. În luna iulie 1962 au apărut trei deranjamente cauzate de defectarea unui condensator, a unei

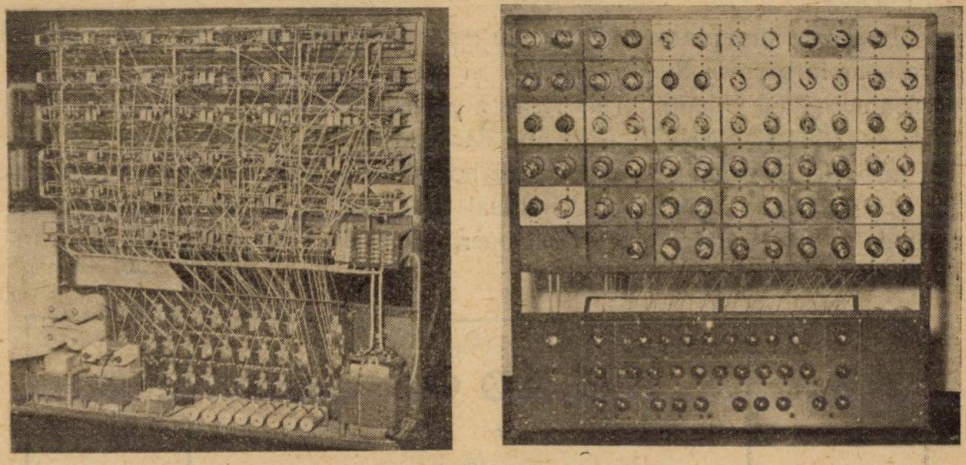


Fig. 12.

diode și a unei rezistențe. De atunci și pînă în prezent nu a mai intervenit nici un deranjament și dispozitivul funcționează fără nici o greșeală.

Fotografiile din fig. 12 reprezintă dispozitivul de însumare realizat și anume o vedere din față și una din spate.

BIBLIOGRAFIE

1. T. E. Aivoll, *Elektronnîe matematiceskie mașini*. Moscova 1959.
2. Al. Rogojan, Elemente constructive cu tuburi electronice și diode semiconductoare pentru o memorie matricială cu ferite. Acad. R.P.R., Baza Timișoara. Studii și cercetări științe tehnice.
3. I. Heinrich, V. Pop, Considerații privind realizarea unui sumator Kirchhoff cu tuburi electronice. Lucrarea este publicată în prezentul volum.

ЭЛЕКТРОННЫЕ ЦИФРОВОЕ УСТРОЙСТВО ДЛЯ СУМИРОВАНИЯ В ДИДАКТИЧЕСКИХ ЦЕЛЯХ

(РЕЗЮМЕ)

Описывается устройство суммирования серийного типа сконструированного с электронными лампами. Устройство способно суммировать два бинарных числа состоящих максимум из семи цифр и также способно производить умножение повторным сложением. Устройство будучи создано в дидактических целях, может производить действия шаг за шагом, с тем чтобы легко можно было проследить за ее работой.

ELEKTRONISCHES ZIFFERNADDIERWERK FÜR DIDAKTISCHE ZWECKE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Der Artikel beschreibt ein mit Elektronenröhren erbautes Serienaddierwerk, welches zwei Binärzahlen, mit höchstens 7 Ziffern, addieren kann. Es kann auch eine Multiplikation durch wiederholtes Addieren durchgeführt werden. Da das Addierwerk für didaktische Zwecke bestimmt ist, wurde es so ausgestattet, dass die Rechnungen auch schrittweise ausgeführt werden können, damit das Arbeiten leicht verfolgbar ist.

[illegible] 31

7 7h1h

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

SERIE NOUĂ

Tomul 8 (22) Fasc. 2

IULIE—DECEMBRIE
— 1963 —

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

SERIE NOUĂ

Tom 8 (22) Fasc. 2

IULIE — DECEMBRIE
— 1963 —

COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. GH. SILAȘ (redactor responsabil), prof. ing. C. AVRAM, membru corespondent al Academiei R.P.R., prof. dr C. DRĂGULESCU, membru al Academiei R.P.R., prof. dr. ing ȘT. NĂDĂȘAN, membru al Acad. R.P.R., prof. ing. I. ANTON, membru corespondent al Academiei R.P.R., prof. ing. AL. ROGOJAN, prof. ing. T. DORDEA, prof. O. EM. GHEORGHIU, prof. ing. V. GHEORGHIU, prof. ing. D. MATEESCU și prof. dr. I. NANU.

Toate manuscrisele trimise spre a fi publicate în Buletin vor fi adresate tovarășului profesor GH. SILAȘ „Institutul Politehnic Timișoara", Republica Populară Română, cu mențiunea „Pentru Buletin".

Tous les manuscrits destinés à paraître dans le „Buletin" seront adressés a M. le Prof. GH. SILAȘ, Institut Polytechnique de Timișoara, République Populaire Roumaine, avec la mention „pour le Buletin".

Все рукописи присылаемые для опубликования в »Бюллтене« адресовать на имя проф. Г. СИЛАШ, Политехнический Институт в Тимишоаре, Румыньская Народная Республика, с примечением »для Бюллетеня«.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN TIMIŞOARA

Seria II, Tom 8 (22), fascicola 2 Iulie-Decembrie 1963

SUMAR:

Pag.

I. MATEMATICA — FIZICA — MECANICA

A. GEIER, Un sistem pentru introducerea informaţiilor în memoria calculatorului electronic cifric MECIPT-1 241

II. CHIMIE

E. KIMMEL, E. BARCARU, R. GROPŞIAN, A. COTOŞMAN, GH. POPOVICI, Studiul acţiunii stimulatoare a unor substanţe anorganice asupra bacteriilor butilice 251
D. DRAGOMIRESCU, E. STOICA, R. STOICA, Determinarea porozităţii deschise a substanţelor solide prin absorbţie gama . . . 257

III. ŞTIINŢE TEHNICE

V. BARBU, T. RAICA, Studiul caracteristicilor interne de funcţionare ale compresorului UCMR 263
GH. CRISTODORESCU, I. VEGA, I. CARŢIŞ, I. RADU, Determinarea curbelor izodurimetrice la oţelurile indigene OCL 35 şi OSC 12 273
A. DREUCEANU, Studiul, realizarea şi etalonarea unui aparat de măsurare pneumatic cu palpator 281
A. DREUCEANU, L. BAGIU, I. SPOREA, Influenţa temperaturii de încălzire şi a timpului de menţinere asupra valorilor coeficienţilor de dilatare termică liniară a aliajelor complexe de aluminiu pentru pistoane 291
B. HOROVITZ, Studiul experimental al influenţei materialelor şi a tehnologiei asupra durabilităţii unor curele trapezoidale experimentale 297
FR. KOVACS, Contribuţie la definirea profilelor roţilor dinţate cu ajutorul liniei de angrenare 307
FR. KOVACS, N. VILCEANU, Contribuţie la încercarea unui regulator centrifugal cu bile 317
A. NANU, ŞT. GHEORGHIU, N. ACHIMESCU, Determinarea regimului electric optim pentru ascuţirea sculelor din aliaje Poldi maximum special G. A., T 15 K 6, S 1, BK8 şi OLC 45 la maşina anodomecanică Tip 4352 331
M. POPOVICIU, I. POTENCZ, A. ANGEL, Adaptarea unui traductor de forţă la o frînă hidraulică 341
I. PREDA, A, ANGHEL, Studiul comparativ al caracteristicilor energetice şi de cavitaţie al unor rotori de turbină axială 349
T. RAICA, N. LEMNEANU, Contribuţii la studiul injectoarelor cu cep 361
ŞT. ROSINGER, Cu privire la stabilirea diametrului exterior al cuţitelor disc profilate 379

Pag.

ŞT. ROSINGER, Mărimea unghiurilor de aşezare şi de degajare pentru diversele puncte de pe tăişul cuţitelor disc profilate . . . 389
C. SARLĂU, GH. CIOCÎRLIE, Sudarea oţelului de construcţie în mediu de vapori de apă 399
GH. SAVII, P. SULEA, A. ŢIGĂNOIU, I. MICŞA, Studiul coeficientului de frecare şi al uzurii la discurile de fricţiune de la suspensia locomotivei Diesel-electrice 407
P. LAMOTH, C. DE SABATA, Funcţionarea galvanometrului parcurs de un curent periodic cu frecvenţa apropiată de frecvenţa proprie a instrumentului 417
E. SERACIN, V. VĂZDAUŢEANU, N. BOGOEVICI, Consideraţiuni asupra aplicării arborelui electric la acţionarea macaralelor cu deschidere mare 423
E. SERACIN, Metodă simplificată pentru calculul acţionării electrice a maşinilor cu mecanism bielă-manivelă 433
C. ŞORA, Despre unele regimuri şi relaţii duale la un cuadripol . . 445
C. ŞORA, A. HELER, Influenţa aşezării nesimetrice a electrozilor Hall, asupra tensiunii generatorului Hall 449
I. SUCIU, V. VĂZDAUŢEANU, Studiul şi realizarea unei instalaţii de control automat al funcţionării maşinilor de fabricat texuri . 459
C. AVRAM, O. MIRŞU, C. BOB, Incercări privind comportarea cadrelor portal de beton armat în stadiul plastic 471
M. PĂUNESCU, Infigerea piloţilor şi palplanşelor prin vibrare; cercetări asupra adîncimii şi vitezei de înfigere 485
V. POPP, T. CHIU, CONSTANŢA MIHĂESCU, SIDONIA ROŞA, Perspectiva de suprafaţă retinală plană şi de revoluţie în construcţii hidrotehnice 499
N. I. VOINA, Procedeu pentru reducerea deformaţiilor de contracţie şi elastico-vîscos-plastice la betoane 503
M. MODIGA, C. FLORESCU, ŞT. CĂPROIU, D. ŢÎRCOMNICU, V. TUTULAN, N. CORNOIU, Studiul rezistenţei la înaintare a organelor active ale maşinilor agricole pentru lucrările solului nisipos 515
L. BOLEANŢU, M. FISCHER, O nouă metodă de compensare a traductorilor rezistivi din rozetele folosite în extensometria electrică 529
D. BOTH, ŞT. NEGOIŢESCU, Contribuţii la sudarea aluminiului în mediu de argon cu electrod fuzibil 537
N. MAIOR, V. IZDRĂILĂ, M. PĂUNESCU, Metode de calcul folosite la înlocuirea pămînturilor necorespunzătoare sub fundaţii . . 547
GH. SAVII, GH. TACHE, L. BAGIU, I. MICŞA, Influenţa tratamentului termic de revenire şi de îmbătrînire artificială asupra proprietăţilor oţelului de construcţie OLC 60 553

НАУЧНО—ТЕХНИЧЕСКИЙ БЮЛЛЕТЕНЬ
ТИМИШОРСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

Серия 2, Том 8 (22) выпуск 2 Июль—декабрь 1963

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

МАТЕМАТИКА — ФИЗИКА — МЕХАНИКА

А. ГАЕР, Одна система для ввода информаций в запоминающее устройство электронной цифровой вычислительной машины MECIPT-1 241

II. ХИМИЯ

Е. КИММЕЛ, Е. ГАРКАРУ, Р. ГРОПШЯН, А. КОТОШМАН, Г. ПОПОВИЧ, Исследование стимулирующего действия некоторых неорганических веществ на бутиловые бактерии . . . 251

Е. СТОЙКА, Д. ДРАГОМИРЕСКУ, Р. СТОЙКА, Определение прочности твердых веществ путем абсорбци гамма 257

ТЕХНИЧЕСКИЕ НАУКИ

В. БАРБУ, Т. РАЙКА, Изучение внутренних рабочих характеристик компрессора U.C.M.R. 263

Г. КРИСТОДОРЕСКУ, И. ВЕГА, И. КАРЦИШ, И. РАДУ, Определение изодюрометрических кривых у отечественных сталей OLC 35 и OSC 12 273

А. ДРЕУЧАНУ, Изучение, изготовление и эталонирование измерительного пневматического прибора со щупом 281

А. ДРЕУЧАНУ, И. СПОРЯ, Л. БАЖИУ, Влияние температуры нагрева и выдержки на коэффициент теплового линейного расширения сложных алюминиевых сплавов для поршней . . . 291

Б. ХОРОВИЦ, Экспериментальное исследование влияния материалов и технологии на долговечность некоторых клиновых экспериментальных ремней 297

Ф. КОВАЧ, Об определении профилей зубчатых колес при помощи линии зацепления 307

Ф. КОВАЧ, Н. ВЫЛЧАНУ, Испытания центробежного регулятора с шарами 317

А. НАНУ, С. ГЕОРГИУ, Н. АКИМЕСКУ, Определение оптимального электрического режима для оттачивания инструмента из сплавов на анодо механической машине типа 4352 331

М. ПОПОВИЧ, И ПОТЕНЦ, А. АНГЕЛ, Применение силового датчика для гидравлического тормоза. 341

И. ПРЕДА, А. АНГЕЛ, Сравнительное изучение энергетических и кавитационных характеристик колес осевой турбины . . . 349

Т. РАЙКА, Н. ЛЕМНЯНУ, К изучению инжекторов с иглой . . 361

Стр.

С. РОЗИНГЕР, К определению внешнего диаметра дисковых профильных ножей 379
С. РОЗИНГЕР, Величина задних и передних углов резца для различных точек лезвия фасонного дискового резца 389
К. ШАРЛЭУ, Г. ЧОКЫРЛИЕ, Сварка строительных сталей в среде водяных паров 399
Г. САВИЙ, П. СУЛЯ, А. ЦИГЭНОЮ, И. МИКША, Изучение коэффициента трения и износа фрикционных дисков подвешивания тепловоза с электрической передачей 407
П. ЛАМОТ, К. ДЕ САБАТА, Работа гальванометра через который проходит периодический тока с частотой приближённой к собственной частоте инструмента 417
Е. СЕРАЧИН, В. ВЭЗДЭУЦЕАНУ и Н. БОГОЕВИЧ, О применении электрического вала для привода крана с большим пролетом 423
Е. СЕРАЧИН, Упрощенный метод расчета электропривода кривошипно-шатунных машин 433
К. ШОРА, О некоторых режимах и дуальных соотношениях четырехполюсника 445
К. ШОРА, А. НЕЛЕР, Влияние несиметричного расположения электродов Холла на напряжение генератора Холла 449
И. СУЧЮ и В. ВЭЗДЭУЦЕАНУ, Изучение и конструирование установки для автоматического контроля работы машин для производства сапожных гвоздей 459
К. АВРАМ, О. МЫРШУ, К. БОБ, Исследования по поведению железобетонных портальных рам в пластическом состоянии . . 471
М. ПАУНЕСКУ, Погружение свай и шпунта вибрированием. Исследование по глубине и скорости погружения 485
В. ПОП, Т. КИУ, КОНСТАНЦА. МИХЭЕСКУ, СИДОНИЯ. РОША, Перспектива плоской сетчатой поверхности и на поверхности вращения 499
И. ВОИНА, Метод уменьшения усадочных упругих и вязкопластических деформаций бетона 503
М. МОДИГА, К. ФЛОРЕСКУ, С. КЭПРОЮ, Д. ЦЫРКОВНИКУ, В. ТУТУЛАН, Н. КОРНОЮ, Исследование прочности при передвижении активных деталий сельскохозяйственных машин предназначенных для обработки песчанной почвы 515
Л. ГОЛЕАНИУ, М. ФИШЕР, Новый метод термической компенсации в электротензометрии. 529
Д. БОТ, Ст. НЕГОЙЧЕСКУ, К сварке алюминия в аргоновой среде плавящимся электродом 537
Н. МАИОР, В. ИЗДРАИЛА, М. ПЭУНЕСКУ, Методы расчета примененные при замене несоответствующих грунтов под котлованы 547
Гх. САВИЙ, Г. ТАКЕ, Л. БАДЖИУ, И. МИКША, Влияние термической обработки искуственного отпуска и старения на свойства строительной стали OLC 60 553

BULLETIN SCIENTIFIQUE ET TECHNIQUE
DE
L'INSTITUT POLYTECHNIQUE DE TIMISOARA

II-a sèrie, tome 8 (22), Fascicole 2 Juillet-Décembre 1963

SOMMAIRE

Page

I. *MATHEMATIQUE — PHYSIQUE — MECANIQUE*

A. GEIER, Un système pour l'induction des informations dans la mémoire du calculateur électronique chiffrique MECIPT-1 . . 241

II. *CHIMIE*

E. KIMMEL, E. BARCARU, R. GROPŞIAN, A. COTOŞMAN, GH. POPOVICI, Untersuchungen über die stimmulierende Wirkung einiger anorganischen Substanzen auf die Butanol-bakterien . . 251

E. DRAGOMIRESCU, E. STOICA, R. STOICA, La détermination de la porosité des substances solidés par absorption gama . . 257

III. *SCIENCES TECHNIQUES*

V. BARBU, T. RAICA, Étude des caractéristiques intérieures de fonctionnement de compresseur U.C.M.R. 263

GH. CRISTODORESCU, I. VEGA, I. CARTIŞ, I. RADU, Détermination des courbes insodurimétriques des aciers indigènes OLC 35 et OSC 12 273

A. DREUCEANU, Étude, réalisation et étalonnage d'un appareil de mesure pneumatique à palpeer 281

A. DREUCEANU, L. BAGIU, I. SPOREA, Influence de la température de chauffe et du temps de maintien sur la valeur des coefficients de dilatation thermique linéaire des alliages complexes d'aluminium pour pistons 291

B. HOROVITZ, L'étude expérimentale de l'influence des matériaux et de la technologie sur la durabilité de certaines courroies trapézoïdales expérimentales 297

FR. KOVACS, Contribution à la définition des profils des roues dentées à l'aide de la ligne d'engrenage 307

FR. KOVACS, N. VILCEANU, Contributions à l'essai d'un régulateur centrifugal à billes 317

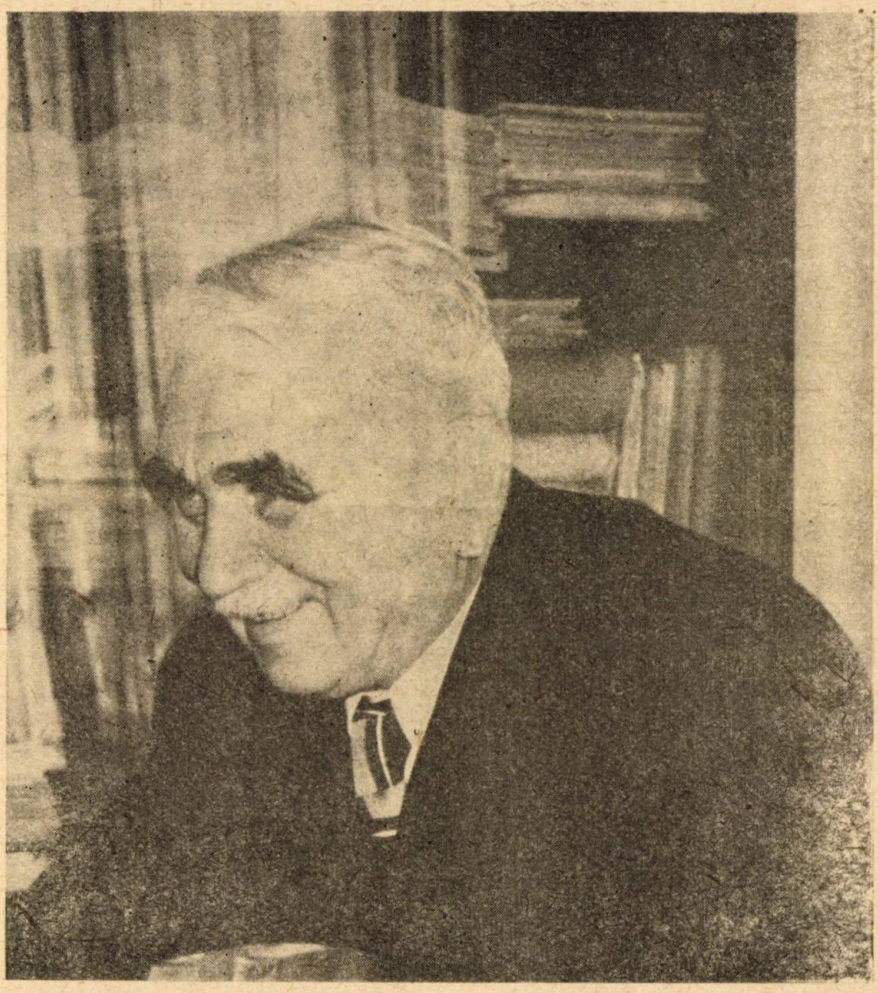
A. NANU, ŞT. GHEORGHIU, N. ACHIMESCU, La détermination du régime electrique optime pour l'aiquisage des outils en alliage Poldy Maximum special à l'aide de la machine anodo-mécanique type 4352 331

M. POPOVICIU, I. POTENCZ, A. ANGHEL, Adaptation d'un traducteur de force à un frein hydraulique 341

I. PREDA, A. ANGHEL, Étude comparative des caractéristiques énergétiques et de cavitation de certains rotors de turbine axiale . . 349

Page

T. RAICA, N. LEMNEANU, Contributions à l'étude des injecteurs à tenon 361
ŞT. ROSINGER, Concernant la détermination de diamètre extérieur des couteaux disque profilés 379
ŞT. ROSINGER, La grandeur des angles de mise et de dégagement pour les divers points situés sur la tranchant des couteaux disques profilés 389
C. SARLĂU, GH. CIOCÎRLIE, Soudage de l'acier de construction en milieu de vapeur d'eau 399
GH. SAVII, P. SULEA, A. ŢIGĂNOIU, I. MICŞA, Etude du coefficient de frottement et de l'usure des disques de friction à la suspension de la locomotive 407
P. LAMOTH, C. DE SABATA, Fonctionnement d'un galvanomètre en courant periodique de fréquence approchée de sa frequence propre d'oscillation 417
E. SERACIN, V. VAZDAUŢEANU, N. BOGOEVICI, Considérations sur l'application de l'arbre électrique à l'entraînement des grues à grande ouverture 423
E. SERACIN, Méthode simplifiée pour le calcul de l'entraînement électrique des machines à mécanisme bielle-manivelle 433
C. ŞORA, Sur certains regimes et relation duales d'un quadripole . . 445
C. ŞORA, A. HELER, Influence de la disposition asymétrique des électrodes Hall sur la tension du generateur Hall 449
I. SUCIU, V. VAZDAUŢEANU, Studium und Ausführung einer automatischen Kontrolleinrichtung für Täcksnägelmaschinen 459
C. AVRAM, O. MIRŞU, C. BOB, Essais concernant le comportament des cadres portails de béton armé en stade plastique . . . 471
M. PĂUNESCU, L'enforcement des pieux et des palplanches par vibration ; recherches sur la profondeur et la vitesse dans la procédé de l'enforcement 485
V. POPP, T. CHIU, CONSTANŢA MIHAESCU, SIDONIA ROŞA, La perspective sur une surface rétinal plane et de révolution . . 499
N. I. VOINA, Procédé pour la réduction des deformations de contraction et élastiques visco-plastiques de bétons 503
M. MODIGA, C. FLORESCU, ŞT. CĂPROIU, D. TÎRCOMNICU, V. TUTULAN, N. CORNOIU, L'étude de la résistance à l'avancement des organes actives des machines agricoles concernant les travaux du sol sablonneux 515
L. BOLEANŢU, M. FISCHER, Eine neue Temperatur-Kompensationsmethode für Dehnungsmessrosetten 529
D. BOTH, ŞT. NEGOIŢESCU, Beitrag zum Argon-Schutzgas schweissen von Aluminium mit abschmelzbarer Elektrode 537
N. MAIOR, V. IZDRAILĂ, M. PĂUNESCU, Gebrauchte Berechnungsmethoden beim Ersetzen von nichtentsprechenden Erden unter Fundamenten 547
GH. SAVII, GH. TACHE, L. BAGIU, I. MICŞA, Der Einfluss der thermischen Behandlung durch Anlassen und künstliche Alterung auf die Eigenschaften des Baustahles OLC 60 553



Acad. **CORNELIU MIKLOȘI**

La 10 august a încetat din viață acad. Corneliu Mikloși, profesor emerit la Institutul politehnic Timișoara.

Acad. Corneliu Mikloși s-a născut la 5 martie 1887 în comuna Covăsînț, raionul Arad, regiunea Banat. În anii 1905—1906 studiază la Karlsruhe, la Facultatea de electrotehnică, iar în 1909 este promovat inginer mecanic la Politehnica din Budapesta. Rămîne în învățămînt, devenind asistent, apoi adjunct pe lîngă catedra de tehnologie mecanică.

În 1912 este promovat doctor în științele tehnice pe baza dizertației „Observații la încercarea materialelor pentru curele de transmisie".

În 1918 susține lucrarea sa de abilitare cu titlul „Despre formarea aliajelor". În 1919 obține gradul didactic de docent, o confirmare și o recunoaștere a calităților sale excepționale. În 1919 se întoarce în patrie, unde începe să lucreze în domenii noi, fiind numit director al „Intreprinderilor electromecanice din Timișoara", în cadrul cărora a activat neîntrerupt 39 de ani.

Acad. Mikloși a ridicat „Intreprinderile electromecanice din Timișoara" de la o stare degradată la un nivel înalt, le-a transformat într-o întreprindere model, care a devenit mîndria acestui oraș.

Nici în anii în care a condus această întreprindere nu s-a îndepărtat de preocupările științifice dintre care se remarcă în special acțiunea pentru fabricarea utilajelor de laborator și de introducere a sudurii în țara noastră.

Sinteza activității sale în domeniul autoutilării cu mașini de încercat, activitate care a devenit o tradiție în Timișoara, este concretizată în articolul „Mașini pentru încercarea materialelor".

În 1925 apare prima lucrare în țara noastră în domeniul sudurii, inspirată de acad. Mikloși, prezentată congresului internațional de șine din Budapesta.

Pentru a pune la dispoziție inginerilor o carte de nivel superior în domeniul puțin cunoscut în acel timp al sudurii, acad. Mikloși a scris lucrarea „Procedee industriale de sudură", în colaborare cu prof. C. C. Teodorescu.

Problemele legate de tehnologia sudurii formînd pentru el o preocupare permanentă, a înființat în 1936 „Cercul pentru încurajarea sudurii", punînd astfel, bazele unei organizații care a contribuit la răspîndirea sudurii în industria țării noastre.

Muncii lui neobosite i se datorește apariția regulată timp de 7 ani a revistei „Sudura".

În cadrul acestui cerc s-a executat și s-a publicat o lucrare de cercetare: „Studiu comparativ a diferitelor procedee de sudură aplicată șinelor de cale ferată".

Instalația de sudat în capete pentru șine tip „Taurus" concepută de acad. Mikloși și realizată de către „Întreprinderile electro-mecanice din Timișoara" a fost brevetată în Romînia și în Elveția și a fost aplicată de calea ferată elvețiană.

Problema căii ferate continue a rămas o preocupare permanentă a acad. Mikloși pînă la moartea sa.

Încă din 1947, acad. Mikloși este invitat să reintre în corpul didactic al Institutului politehnic din Timișoara și preia catedra de centrale electrice a acestui institut. Ca profesor la facultățile de Electrotehnică și Mecanică a elaborat mai multe cursuri și manuale foarte apreciate. Prof. Mikloși a mai făcut parte — între anii 1925 și 1930 — din corpul didactic al Politehnicii din Timișoara.

Încă de la înființarea Bazei de cercetări Timișoara a Academiei Republicii Populare Romîne în 1952, prof. Mikloși a condus secția de sudură.

Munca acad. Mikloși a fost apreciată la justa ei valoare de-abia după 23 August 1944. În semn de recunoaștere a meritelor sale i s-au acordat mai multe medalii și decorații. Drept încununare a întregii sale activități, el a fost ales în 1955 membru titular al Academiei Republicii Populare Romîne.

O trăsătură fundamentală în activitatea științifică a acad. Mikloși a fost originalitatea, gîndirea sistematică, ordinea și disciplina în muncă. El a fost pătruns de necesitatea colaborării științifice atît pe plan național, cît și pe plan internațional. A participat la numeroase congrese și conferințe internaționale cu lucrări originale sau a adus contribuții valoroase la aceste reuniuni prin intervențiile sale de înaltă compentență.

Ca pedagog, acad. Mikloși a fost un model de profesor universitar, care prin exemplul personal pe care l-a dat studenților, prin competența sa înaltă, prin informarea lui la zi asupra progreselor din domeniul specialității sale, prin disciplina gîndirii, prin claritatea expunerilor, prin conștiinciozitatea cu care și-a îndeplinit sarcinile sale didactice cît și prin exigența sa, nu numai că i-a învățat pe studenți, dar i-a pregătit și pentru viață.

Ca om, acad. Mikloși a fost întotdeauna exemplul intelectualului cu o gîndire profund progresistă și cu o grijă deosebită pentru ridicarea nivelului cultural general.

Moartea neașteptată a acad. Mikloși a produs regrete unanime atît în rîndurile colaboratorilor săi cît și pentru toți acei care l-au cunoscut.

COMITETUL DE REDACȚIE

UN SISTEM PENTRU INTRODUCEREA INFORMAȚIILOR ÎN MEMORIA CALCULATORULUI ELECTRONIC CIFRIC MECIPT I

DE

A. GEIER

Comunicare prezentată în Sesiunea științifică generală a cadrelor didactice și de cercetare din orașul Timișoara, mai 1961.

I. GENERALITĂȚI. CONVENȚII

1. Totalitatea mijloacelor care servesc la introducerea informațiilor în memoria unui calculator le vom numi *sistem de introducere*. Acest sistem se compune din *utilajul tehnic* (bandă sau cartelă, cititor, perforator etc.), *programele de introducere* și *instrucții mașină*.

Mijloacele de introducere nu sînt tipizate, ele diferă de la calculator la calculator. Astfel, de exemplu, la unele calculatoare programul de introducere este cablat iar introducerea se efectuiază printr-o instrucție care pune în funcție cititorul de bandă sau de cartelă. La alte calculatoare programul de introducere nu este cablat. Asemenea calculatoare oferă posibilitatea de a folosi programe diferite de introducere și prin aceasta diferite sisteme de introducere. Din această categorie de calculatoare face parte și MECIPT I.

2. Lucrarea de față prezintă un sistem de introducere pentru calculatorul MECIPT I, în regimul virgulă fixă cu schimbarea automată a coeficienților de reducere, care se bazează pe utilajul tehnic existent al mașinei și pe o unică comandă de introducere (vezi § 3). Sistemul realizat caută să satisfacă la următoarele cerințe :

— Să asigure introducerea informațiilor fără greșeli.

— Să reducă timpul de introducere, mărind astfel coeficientul de utilizare a calculatorului.

— Să treacă datele numerice din sistemul zecimal în sistemul binar.

— Să plaseze orice program de bibliotecă la locul prevăzut în *planul de ocupare a memoriei* (vezi § 6), efectuînd schimbarea tuturor adreselor relative ale unui program și să asigure astfel utilizarea maximă a capacității memoriei.

— Să permită înlocuirea rapidă a unei părți efectuate dintr-un program cu o parte încă neefectuată, cînd informațiile necesare pentru o anumită problemă nu pot fi plasate în întregime în memoria mașinei.

— Să automatizeze pe o scară cît mai largă întregul proces de introducere.

3. *Utilajul tehnic de introducere* de care dispune MECIPT I este format dintr-un perforator de bandă și un cititor de bandă, ambele de tip „telescriitor".

Cu ajutorul perforatorului informațiile se trec pe benzi de hîrtie sub forma de rînduri cu cîte cinci poziții posibile de orificii. Orificiul este sesizat de calculator ca cifră binară 0

iar lipsa de orificiu ca cifra binară 1. Fiecare rînd reprezintă un număr întreg, cuprins între 0 și 31, scris în sistemul binar.

Banda perforată se introduce în cititorul de bandă care este comandat de mașina de calcul. În acest scop ea dispune de o singură instrucție a cărei efect este citirea unui rînd de orificii de pe bandă perforată, memorizarea numărului întreg binar n corespunzător sub forma $n \cdot 2^{-30}$ la o adresă X și avansarea benzii cu un rînd de orificii. Instrucția este simbolizată prin CIT X.

Introducerea unor informații în memoria calculatorului se mai poate efectua și direct de la pupitrul de comandă.

4. Pentru *scrierea codurilor de instrucții* și a adreselor s-a adoptat sistemul de numerație cu baza treizecișidoi. În mod convențional cifrele acestui sistem de numerație se scriu în sistemul zecimal, despărțite fiind printr-un punct virgulă.

Exemple. $(945)_{10}=(29\,;\ 17)_{32}$, $(56)_{10}=(1\,;\ 24)_{32}$, $(25)_{10}=(0\,;\ 25)_{32}$.

Astfel cele 1 024 celule de memorie ale calculatorului se numerotează de la 0 ; 0 la 31 ; 31.

Codurile de instrucții [2] se vor scrie numai cu o cifră, de exemplu, se va scrie 25 în loc de 0 ; 25.

Programele se întocmesc direct în sistemul cu baza treizecișidoi, evitîndu-se complet sistemul zecimal sau un alt sistem de numerație pentru scrierea instrucțiilor.

Motivele pentru care se preferă sistemul cu baza treizecișidoi față de sistemul octal (folosit pe scară largă pentru reprezentarea instrucțiilor) sînt următoarele :

— *Sistemul cu baza treizecișidoi* (ca orice sistem cu baza 2^n și n natural) *se bucură de proprietatea că orice număr scris în această bază poate fi trecut nemijlocit în sistemul binar*, înlocuind cifrele numărului prin numerele binare corespunzătoare, exprimate cu cinci cifre binare. Prin urmare : *cuvintele de instrucții* (ca și în sistemul octal) nu *necesită o transformare specială cu ocazia introducerii*.

— *Cele cinci rînduri de orificii de pe bandă de hîrtie sînt complet utilizate*, spre deosebire de sistemul octal (sau de un alt sistem de numerație cu baza 2^n și $n<5$) unde cele cinci rînduri de orificii nu sînt complet folosite.

— În sistemul octal un cuvînt instrucție se exprimă prin 12 cifre octale [2] și deci cuvîntul se perforează prin 12 rînduri de orificii. În sistemul cu baza treizecișidoi *cuvîntul instrucții poate fi scris prin numai 6 cifre și deci reprezentat tot prin 6 rînduri de orificii*. De exemplu, cuvîntul instrucții :

17 24 0125 0020

scris în sistemul octal este echivalent cu

15 20 2 ; 21 0 ; 16

în sistemul cu baza treizecișidoi. Rezultă, că *prin utilizarea sistemului cu baza treizecișidoi timpul necesar pentru introducerea unui program poate fi redus la aproximativ jumătatea timpului folosit pentru introducerea aceluiași program scris în sistemul octal.*

— Srierea nemijlocită a unui program în baza treizecișidoi *nu este mai incomodă* decît în sistemul octal, iar

— *operatorul se poate ușor adapta la sistemul cu baza treizecișidoi*, după cum rezultă din practica efectuată la calculator.

5. Datele numerice se vor pregăti pentru introducerea sub forma semilogaritmică $x=\pm 10^r \bar{\bar{x}}$, unde $0 \leqslant \bar{\bar{x}} < 1$ și $0 \leqslant r \leqslant 9$. *Mantisa* $\bar{\bar{x}}$ *va avea în orice caz nouă cifre zecimale.*

Pentru introducerea numărului x în memoria calculatorului s-au făcut următoarele *convenții de reprezentare*:

— Semnul numărului se va exprima prin 0 sau 1 în partea întreagă a mantisei $\bar{\bar{x}}$ (0 pentru pozitiv și 1 pentru negativ).

— Exponentul r se va scrie ca a zecea cifră a mantisei.

Exemple

$\sqrt{2}=1{,}414213562=10^1 \cdot 0{,}141421356 \Rightarrow 0{,}1414213561$

$-0{,}07321 \Rightarrow 1{,}0732100000$

$-\frac{3\pi}{4} = -2{,}356193284 \Rightarrow 1{,}2356193281$

În memoria calculatorului numărul x apare sub forma $x=2^p \bar{x}$ cu $|\bar{x}|<1$, unde $|\bar{x}|$ este reprezentat cu 30 cifre binare iar p sub forma $p \cdot 2^{-30}$, *înmagazinate în două celule consecutive.*

Toate datele numerice necesare într-o problemă se întrunesc într-un bloc, numit *blocul numeric.*

6. S-a realizat convenția ca zona memoriei care cuprinde adresele 27 ; 0—31 ; 31 să fie rezervată pentru a păstra următoarele informații și programe:

— *Blocul constantelor* format din cele mai frecvent utilizate constante în cadrul programelor de bibliotecă. Acest bloc ocupă în permanență adresele 0 ; 0 și 30 ; 0—30 ; 21.

— *Planul de ocupare a memoriei* în care de fiecare dată se prevede modul de repartiție a programelor de bibliotecă, a programului principal și a blocului numeric în zona 0 ; 1—26 ; 31. Acest plan va ocupa de fiecare dată adresele 27 ; 18—28 ; 4.

— *Programul pentru efectuarea operațiilor aritmetice cu numere reprezentate semilogaritmic* va ocupa de fiecare dată adresele 28 ; 5—29 ; 31.

— *Programul de introducere* I_2 (vezi § 9) care ocupă de fiecare dată adresele 30 ; 22—31 ; 29.

Pentru toate programele de bibliotecă s-a prevăzut un *bloc al celulelor de lucru*, avînd adresele 27 ; 0—27 ; 17, utilizat *exclusiv* de aceste programe.

7. *Principiul cuvintelor marcate.* Cuvintele de instrucții ale unui program de bibliotecă conțin adrese fixe, adrese relative și pseudo-adrese. Pentru a putea plasa un program de bibliotecă în orice parte a memoriei, adresele relative trebuie schimbate de fiecare dată în raport prima adresă, începînd de la care se înmagazinează programul de bibliotecă. Programul de introducere I_2 obține informațiile necesare pentru efectuarea acestor modificări de adrese sub formă de *cuvinte de instrucții marcate.* Marcajul constă din cifra 0 sau 1, pusă la începutul fiecărui cuvînt de instrucții din programul de bibliotecă scris, respectîndu-se următoarea convenție: cuvintele

marcate cu 0 conţin cel puţin o adresă relativă iar cuvintele marcate cu 1 conţin numai adrese fixe sau pseudo-adrese.

Exemplu

c+1 ; 0 0 SC U 30 ; 1 0 ; 5

c+1 ; 1 1 ME DS 27 ; 10 0 ; 7

Adresa 0 ; 5 fiind relativă se va schimba în *c*+0 ; 5 prin adunarea lui *c*. Adresa 0 ; 7 fiind o pseudo-adresă, nu se va modifica. Adresele 30 ; 1 şi 27 ; 10 fiind adrese fixe rămîn de asemenea nemodificate.

Marcajul se va perfora pe bandă de hîrtie la începutul fiecărui cuvînt de instrucţii însă *nu apare în memoria calculatorului.*

Fiecare cuvînt de instrucţii se va perfora în ordinea de la stînga la dreapta prin 6 sau 6+1 cifre în baza treizecişidoi (a şaptea cifră pentru marcaj). Pe bandă cuvintele se succed în ordinea naturală.

II. PROGRAMELE DE INTRODUCERE

8. Pentru introducerea programelor şi a datelor numerice s-au prevăzut trei programe notate cu I_1, I_2 şi I_3.

Programul de introducere I_1 este simplu şi se introduce manual de la pupitrul comandă.

Cu acest program se introduce mai întîi planul de ocupare a memoriei (perforat de fiecare dată pe bandă separată), în continuare se introduc :

a) programul pentru efectuarea operaţiilor aritmetice cu numere reprezentate semilogaritmic ;

b) blocul constantelor şi

c) programul de introducere I_2,

aceste informaţii fiind perforate pe o singură bandă (bandă *A*).

Sfîrşitul fiecărei benzi se semnalează prin 6 rînduri de zero. La apariţia acestui semnal calculatorul opreşte. După introducerea unei benzi noi în cititorul de bandă şi apăsare pe butonul de pornire, înmagazinarea continuă la adrese succesive. După ce banda *A* a fost introdusă, programul I_1 predă automat comanda programului I_2 care continuă introducerea.

Schema logică

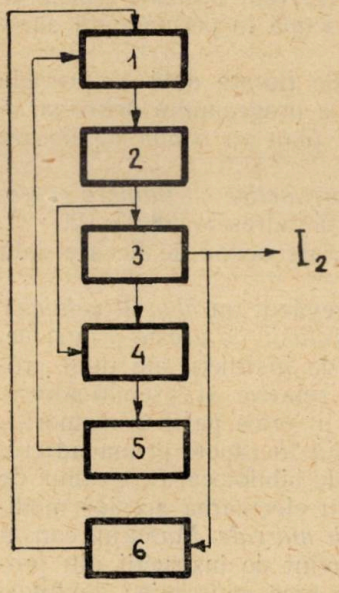


Fig. 1.

Programul I_1 ocupă efectiv 17 celule şi este plasat de fiecare dată la adresele 0 ; 1—0 ; 18. Celula 0 ; 1 serveşte drept celulă de lucru. Programul I_1 utilizează constantele 0 şi 2^{-30}.

9. Cu programul I_2 se înmagazinează programele de bibliotecă în orice parte a zonei 0 ; 1 — 26 ; 31. *Toate cuvintele unui asemenea program trebuie să fie marcate.*

Introducerea se efectuează în ordinea prevăzută în planul de ocupare a memoriei. După ce un program a fost introdus, calculatorul oprește și continuă introducerea unei benzi noi, după apăsarea pe butonul de pornire în mod automat, adică fără nici o modificare manuală de adrese. După terminarea introducerii programelor de bibliotecă și a programului principal, programul I_2 predă automat comanda programului I_3 care continuă cu introducerea datelor numerice.

Orice bandă care se introduce cu acest program va fi perforată după cum urmează :

5 ori cifra 0 Semnal pentru început de
1 „ „ 1 bandă.

Cuvintele succesive ale programului.

1 ori cifra 1 Semnal pentru sfîrșit de
6 „ „ 0 bandă.

Programul I_2 ocupă efectiv 39 celule+1 celulă pentru o constantă de readresare și este plasat de fiecare dată la adresele 30 ; 22—31 ; 29.

Se utilizează constantele 2^{-30}; $0{,}0\ldots01\ldots1$; $0{,}1\ldots10\ldots0$.
20 10 20 10

Celule de lucru folosite 27 ; 1,27 ; 14—27 ; 17.

10. *Programul de introducere* I_3 este înmagazinat prin programul I_2 (vezi planul de ocupare a memoriei) și servește la introducerea datelor numerice la adrese succesive.

La nevoie programul I_3 poate fi utilizat de mai multe ori. La fiecare nouă utilizare se va expedia prin programul principal adresa de la care începe înmagazinarea datelor numerice (suplimentare față de cele introduse de prima dată) în celula $c+1$; 14. În acest scop, programul I_3 are o celulă de legătură inversă prin care se asigură întoarcerea la programul principal.

Schema logică

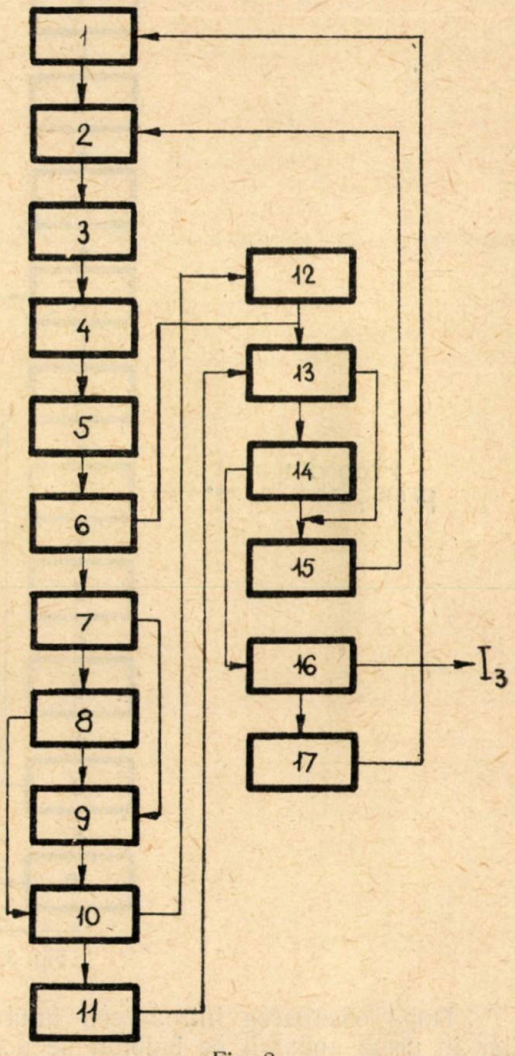


Fig. 2.

Numerele care se introduc cu acest program vor fi perforate după cum s-a arătat în § 5.

Fiecare număr se înmagazinează la două adrese succesive N și $N+1$, la prima adresă apare mantisa iar la adresa a doua exponentul corespunzător.

După fiecare număr introdus se verifică automat corectitudinea introducerii prin extragere (se scrie la mașină de scris numărul sub forma inițială, adică virgula zecimală pusă la locul corect).

Schema logică

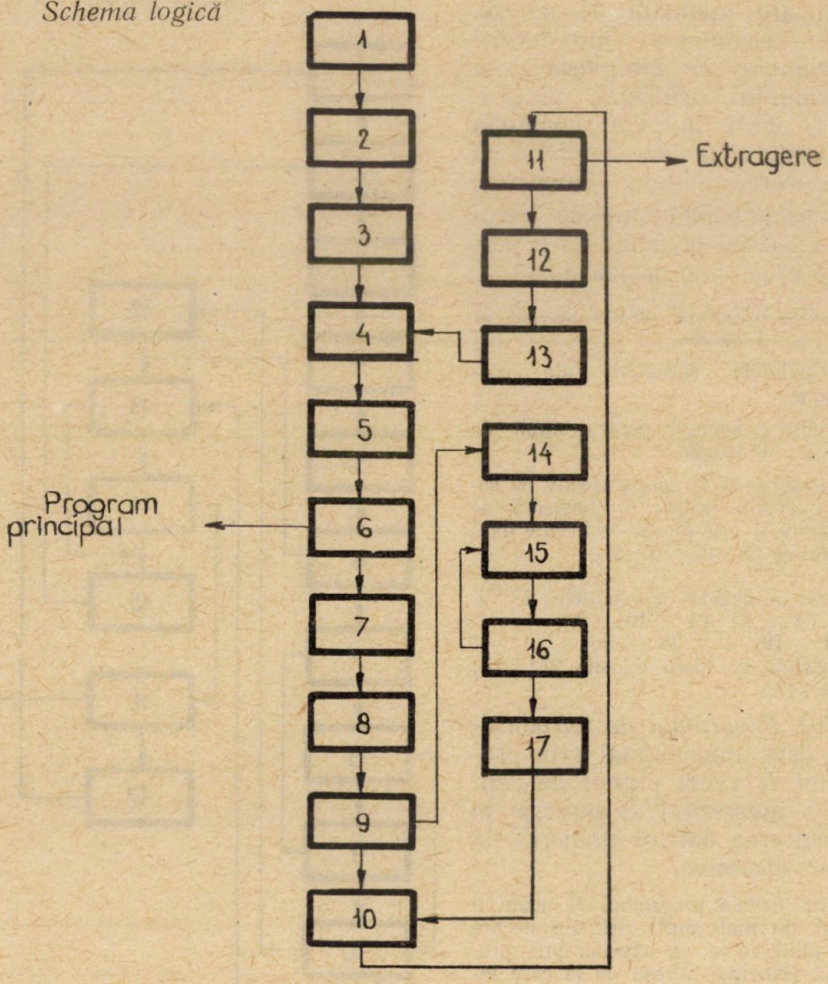


Fig. 3.

După efectuarea introducerii tuturor numerelor, calculatorul oprește iar în urma apăsării pe butonul de pornire se execută transferul la programul principal.

Banda cu blocul numeric se va perfora astfel :

	5 ori cifra 0 1 „ „ 1	Semnal pentru început de bandă
Blocul numeric		
	12 ori cifra 0	Semnalul pentru sfîrșit de bandă.

Programul I_3 ocupă efectiv 45 celule+1 celulă pentru o constantă=1 celulă de lucru.
Constante folosite $0{,}2^{-30}$, 2^{-28}, $10 \cdot 2^{-30}$, $10 \cdot 2^{-4}$.
Celule de lucru utilizate : 27 ; 1,27 ; 10,27 ; 11,27 ; 16,27 ; 17.

11. *Sistemul prezentat a fost verificat practic la calculator și a dovedit că satisface cerințelor enumerate în § 2.*

III.
Planul de ocupare a memoriei

27 ; 18	O	O	0 ; 0	0 ;	$(n+1) \cdot 2^{-30}$ unde n este numărul programelor de introdus cu I_2
27 ; 19	O	O	0 ; 0	0 ;	$r \cdot 2^{-30}$ unde r este numărul cifrelor care se vor extrage într-un rezultat
27 ; 20	O	O	0 ; 0	0 ;	$s \cdot 2^{-30}$, s fiind numărul rezultatelor care se vor tipări într-un rînd
27 ; 21	O	T	0 ; 0		Adresa de intrare la programul de separare
27 ; 22	O	T	0 ; 0		Adresa de intrare la programul de extragere
27 ; 23	O	T	0 ; 0		Adresa de intrare la programul I_3
27 ; 24	O	T	0 ; 0		Adresa de intrare la programul de normalizare
27 ; 25	O	T	0 ; 0		Adresa de intrare la programul principal
27 ; 26	O	T	0 ; 0		Adresele programelor de bibliotecă, urmate de adresa de
28 ; 4	O	T	0 ; 0		intrare la blocul numeric

Programul de introducere I_1

0 ; 2	U	CIT	0 ; 1	0 ; 1		
0 ; 3	CIT	DS	0 ; 1	0 ; 5		
0 ; 4	DS	A	0 ; 5	0 ; 1		
0 ; 5	A	CIT	0 ; 1	0 ; 1	1	Cuvîntul format apare în registrul S
0 ; 6	CIT	DS	0 ; 1	0 ; 5		Se formează un cuvînt de instrucții
0 ; 7	DS	A	0 ; 5	0 ; 1		
0 ; 8	A	CIT	0 ; 1	0 ; 1		
0 ; 9	CIT	DS	0 ; 1	0 ; 5		
0 ; 10	TO	A	0 ; 12	0 ; 1	2	Dacă cuvîntul format este diferit de zero, transfer la blocul 4
0 ; 11	T	O	0 ; 14	0 ; 0	3	Sfîrșit de bandă ; oprire cu gînd de transfer la blocul 6 (resp. programul I_2)
0 ; 12	U	ME	30 ; 1	27 ; 18	4	Cuvintele se memorează la adrese succesive
0 ; 13	T	MS	0 ; 2	0 ; 12	5	Se readresează blocul 4 și transfer la 1
0 ; 14	ME	U	0 ; 11	0 ; 17	6	Readresarea blocurilor 3 și 4 ; pe urmă
0 ; 15	ME	U	0 ; 12	0 ; 18		transfer la blocul 1
0 ; 16	O	T	0 ; 0	0 ; 2		
0 ; 17	T	O	31 ; 22	0 ; 0		Constante
0 ; 18	U	ME	30 ; 1	28 ; 5		

Programul de introducere I_2

30 ; 22	U	CIT	27 ; 14	27 ; 14	1 Se identifică începutul programului pe bandă
30 ; 23	T	TO	30 ; 22	30 ; 24	
30 ; 24	CIT	CIT	27 ; 15	27 ; 14	2 Marcajul ⟶ 27 ; 14
30 ; 25	DS	U	0 ; 5	27 ; 15	3 Codurile deplasate ⟶ 27 ; 15
30 ; 26	A	CIT	27 ; 15	27 ; 15	
30 ; 27	ME	DS	27 ; 15	0 ; 20	
30 ; 28	U	CIT	27 ; 16	27 ; 16	4 Prima adresă nedeplasată ⟶ 27 ; 16
30 ; 29	CIT	DS	27 ; 16	0 ; 5	
30 ; 30	ME	A	27 ; 16	27 ; 16	
30 ; 31	U	CIT	27 ; 17	27 ; 17	5 Adresa a doua ⟶ 27 ; 17
31 ; 0	CIT	DS	27 ; 17	0 ; 5	
31 ; 1	ME	A	27 ; 17	27 ; 17	
31 ; 2	TO	U	31 ; 16	27 ; 14	6 Dacă marcajul este 1, transfer la 13
31 ; 3	SC	U	31 ; 29	27 ; 16	7 Dacă prima adresă este mai mare sau egală cu 27 ; 0, transfer la blocul 9
31 ; 4	U	TPO	27 ; 16	31 ; 8	8 Dacă prima adresă este mai mică decît 27 ; 0, se adună c la prima adresă, se deplasează adresa astfel formată cu 10 poziții la stînga și se adună la adresa aflată la 27 ; 15. Transfer la blocul 10
31 ; 5	CU	A	0 ; 0	27 ; 1	
31 ; 6	MS	DS	27 ; 15	0 ; 10	
31 ; 7	O	T	0 ; 0	31 ; 10	
31 ; 8	DS	U	0 ; 10	27 ; 16	9 Prima adresă (nemodificată) se deplasează cu 10 poziții la stînga și se adună la conținutul adresei 25 ; 15
31 ; 9	CU	MS	0 ; 0	27 ; 15	
31 ; 10	SC	U	31 ; 29	27 ; 17	10 Dacă adresa a doua este mai mare sau egală cu 27 ; 0, transfer la blocul 12
31 ; 11	U	TPO	27 ; 17	31 ; 14	11 Dacă adresa a doua este mai mică decît 27 ; 0, se procedează ca la blocul 8. Pe urmă transfer la blocul 13
31 ; 12	MS	A	27 ; 15	27 ; 1	
31 ; 13	O	T	0 ; 0	31 ; 18	
31 ; 14	MS	U	27 ; 15	27 ; 17	12 Se adună adresa a doua la memorie la adresa 27 ; 15. Pe urmă transfer la blocul 13
31 ; 15	O	T	0 ; 0	31 ; 18	
31 ; 16	DS	U	0 ; 10	27 ; 16	13 Dacă marcajul este 1, se impreunează cele două adrese cu codurile formate, la adresa 27 ; 15. Dacă adresa formată este diferită de zero, transfer la blocul 15
31 ; 17	MS	A	27 ; 15	27 ; 17	
31 ; 18	CU	TO	0 ; 0	31 ; 20	14 Sfîrșit de bandă, oprire cu gînd de transfer la blocul 16
31 ; 19	T	O	31 ; 22	0 ; 0	
31 ; 20	U	ME	30 ; 1	0 ; 0	15 Cuvintele formate se memorează la adrese succesive; de fiecare dată se readresează 31 ; 20, transfer la 2
31 ; 21	T	MS	30 ; 24	31 ; 20	
31 ; 22	MS	UN	27 ; 18	30 ; 1	16 Dacă s-au introdus toate programele de bibliotecă, transfer la I_3
31 ; 23	T	TO	27 ; 23	31 ; 24	
31 ; 24	MS	U	31 ; 25	30 ; 1	17 Dacă nu s-au introdus toate programele de bibliotecă, se readresează celula 31 ; 20 și transfer la blocul 1
31 ; 25	IL	U	30 ; 14	27 ; 20	
31 ; 26	U	ME	31 ; 20	21 ; 1	
31 ; 27	A	IL	27 ; 1	30 ; 15	
31 ; 28	T	ME	30 ; 22	31 ; 20	Constantă de readresare
31 ; 29	O	O	0 ; 0	27 ; 0	

Programul de introducere I_8

c	1	A	IL	30 ; 16	30 ; 14	1 Se readresează celula legăturii inv.
$c+0$; 1	0	CU	ME	0 ; 0	0 ; 18	
$c+0$; 2	1	U	CIT	27 ; 15	27 ; 15	2 Se identifică începutul blocului numeric pe bandă
$c+0$; 3	0	T	TO	0 ; 2	0 ; 4	3 Se readresează blocul 12
$c+0$; 4	0	IL	U	30 ; 15	0 ; 27	
$c+0$; 5	0	ME	A	0 ; 27	1 ; 14	
$c+0$; 6	0	IL	U	30 ; 15	0 ; 23	
$c+0$; 7	0	A	A	30 ; 1	1 ; 14	
$c+0$; 8	0	CU	ME	0 ; 0	0 ; 28	
$c+0$; 9	1	ME	UN	27 ; 15	30 ; 8	4 $-8\cdot 2^{-30} \rightarrow 27$; 15
$c+0$; 10	1	CIT	CIT	27 ; 17	27 ; 16	Semnul numărului $\longrightarrow$ 27 ; 16
$c+0$; 11	1	CU	U	0 ; 0	27 ; 17	5 Proces ciclic pentru transformarea
$c+0$; 12	1	AC	IN	3 ; 9	30 ; 10	modulului mantisei
$c+0$; 13	1	A	CIT	27 ; 17	27 ; 17	
$c+0$; 14	1	U	ME	30 ; 1	27 ; 1	
$c+0$; 15	0	TPO	MS	0 ; 17	27 ; 15	
$c+0$; 16	0	T	U	0 ; 12	27 ; 1	6 Sfîrșit de bandă, transfer la programul principal
$c+0$; 17	0	TO	U	0 ; 19	27 ; 1	
$c+0$; 18	1	O	T	0 ; 0	0 ; 0	7 Modulul mantisei trecut în sistemul
$c+0$; 19	1	U	UI	27 ; 1	0 ; 0	binar $\longrightarrow$ 27 ; 10
$c+0$; 20	0	ISME	D	27 ; 10	1 ; 13	8 Exponentul $r \longrightarrow$ 27 ; 11
$c+0$; 21	1	U	CIT	27 ; 11	27 ; 11	9 Dacă $r \neq 0$, transfer la blocul 14
$c+0$; 22	0	U	TO	27 ; 16	0 ; 31	10 Mantisa $\longrightarrow$ 27 ; 10
$c+0$; 23	0	T	TO	0 ; 25	0 ; 24	
$c+0$; 24	1	ME	UN	27 ; 10	27 ; 10	11 Transfer la extragere
$c+0$; 25	0	T	U	27 ; 22	0 ; 25	
$c+0$; 26	1	U	CU	27 ; 10	0 ; 0	12 Se memorează numărul transformat
$c+0$; 27	1	U	ME	27 ; 11	0 ; 0	
$c+0$; 28	1	U	ME	30 ; 1	0 ; 0	13 Se readresează blocul 12 și transfer
$c+0$; 29	0	U	MS	30 ; 1	0 ; 27	la blocul 4
$c+0$; 30	0	T	MS	0 ; 9	0 ; 28	
$c+0$; 31	1	IN	ME	30 ; 4	27 ; 17	14 $r \longrightarrow 27$; 17 $4r \longrightarrow 27$; 11
$c+1$; 0	1	CU	ISME	0 ; 0	27 ; 11	
$c+1$; 1	1	IN	U	30 ; 18	27 ; 10	15 $\frac{10}{16}\lvert\bar{x}\rvert = a\cdot 2^{-30} + b\cdot 2^{-60}$
$c+1$; 2	1	AC	ME	3 ; 9	27 ; 10	$a \longrightarrow 27$; 10
$c+1$; 3	1	ME	DIS	27 ; 1	0 ; 1	$2b \longrightarrow 27$; 1
$c+1$; 4	1	SC	U	30 ; 12	27 ; 10	Se normalizează
$c+1$; 5	1	UN	TPO	30 ; 1	1 ; 10	
$c+1$; 6	1	UI	MS	27 ; 1	27 ; 11	
$c+1$; 7	1	DLS	U	0 ; 1	27 ; 10	
$c+1$; 8	1	ISME	ME	27 ; 1	27 ; 10	
$c+1$; 9	0	O	T	0 ; 0	1 ; 4	
$c+1$; 10	1	MS	UN	27 ; 17	30 ; 1	16 Se repetă operația asupra lui $\left(\frac{10}{16}\right)^i \lvert\bar{x}\rvert$
$c+1$; 11	0	U	TO	27 ; 16	1 ; 1	pentru $i=1, 2, \ldots, r$ prin transfer la blocul 15
$c+1$; 12	0	O	T	0 ; 0	0 ; 23	17 După terminare, transfer la blocul 10
$c+1$; 13	1	29	25	21 ; 18	16 ; 0	$10^9\cdot 2^{-30}$

BIBLIOGRAFIE

1. Mc Cracken, D. D., *Digital Computer Programming*, John Wiley and Sons, inc., New-York, (1957).
2. Geier, A., Programarea calculatorului electronic cifric MECIPT I în regimul virgulă mobilă, Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului politehnic Timişoara, serie nouă, tom. 6, fasc. 2, 1961, p. 9.
3. Sura-Bura M. R. etc., *Sistema standartnih podprogramm*, Fizmatghiz, Moscova, (1958).

ОДНА СИСТЕМА ДЛЯ ВВОДА ИНФОРМАЦИЙ В ЗАПОМИНАЮЩЕЕ УСТРОЙСТВО ЭЛЕКТРОННОЙ ЦИФРОВОЙ МАШИНЫ MECIPT-I

(РЕЗЮМЕ)

В работе излагается система ввода информаций в запоминающее устройство цифровой машины MECIPT-I в режиме фиксированной запятой с использованием плавающих маштабов, на основе перфолента с пятью позициями.

При помощи трёх подпрограмм ввода I_1, I_2 и I_3 обеспечивается автоматический ввод для любых слов на любое заданное место памяти с соответствующей переработкой адресов программы, зависящих от её расположеня в памяти.

Программы пишутся в 32-ичной системе счисления и численный материал в 10-ичной системе.

UN SYSTÈME POUR L'INDUCTION DES INFORMATIONS DANS LA MÉMOIRE DU CALCULATEUR ÉLECTRONIQUE CHIFFRIQUE MECIPT-1

(RÉSUMÉ)

Ce travail indique un système propre à introduire les informations dans la mémoire du calculateur MECIPT-1 dans le régime virgule fixe par la variation automate des coefficients de réduction, fondée sur l'outillage technique existant de la machine. A l'aide des trois programmes d'introduction I_1, I_2 et I_3 on assure l'introduction automate des informations perforées sur des bandes de papier. En utilisant les bandes perforées on réussit à accroitre la capacité de la mémoire.

STUDIUL ACȚIUNII STIMULATOARE A UNOR SUBSTANȚE ANORGANICE ASUPRA BACTERIILOR BUTILICE

DE

E. KIMMEL, E. BARCARU, R. GROPȘIAN, A. COTOȘMAN ȘI GH. POPOVICI

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

Influența dăunătoare a unor organisme submicroscopice asupra bunului mers al fabricilor de butanol pe cale de fermentație, este bine cunoscută în literatura de specialitate. Asemenea cazuri au fost semnalate în diferite țări ca U.R.S.S. [1], R. P. Polonă [2], R.P.U. [3] și U.S.A. [4]. S-a constatat că factorul dăunător este un bacteriofag anti-clostridium acetobutilicum. Cînd bacteriofagul apare într-o fabrică de butanol, provoacă tulburări în mersul normal al fermentației, avînd ca urmare prelungirea ciclului tehnologic, reducerea randamentului în solvenți, iar în unele cazuri oprirea temporară sau chiar definitivă a uzinei respective. Clostridiile acetobutilice, în această situație, manifestă un metabolism cu totul dezechilibrat, care poate duce la liza completă, respectiv distrugerea formelor vegetative ale bacteriilor [5], [6], [7].

Posibilitățile de remediere a acestor greutăți sînt următoarele:

— Obținerea tulpinilor de bacterii fago-rezistente prin imunizare biologică.

— Întărirea bacteriilor prin diferite substanțe nutritive și stimulatoare pentru ca ele să poată rezista mai bine condițiilor biologice grele.

— Slăbirea, sau chiar distrugerea fagilor, în așa fel ca ei să nu mai aibă efect dăunător asupra bacteriilor.

— Izolarea bacteriilor butilice rezistente din natură.

Obținerea tulpinilor de bacterii fago-rezistente a fost rezolvată la noi în țară de V. Topciu și colaboratorii [8]. Obiectul lucrării prezente a fost studierea acțiunii stimulatoare a unor substanțe anorganice asupra bacteriilor butilice. Există o bogată experiență în legătură cu efectul stimulator al unor săruri și metale asupra dezvoltării microorganismelor, precum și asupra creșterii plantelor [9], [10], [11], [12], [13].

Pentru a se putea stabili condițiile optime de dezvoltare a bacteriilor butilice, s-a dovedit ca necesară studierea preliminară a influenței concentrației în amidon a mediilor de cultură asupra randamentului în solvenți, raportat la amidon, folosind în acest scop tulpini de bacterii fagosensibile. Datele obținute sînt redate în tabela 1.

Tabela 1

Amidon %	Randament în solvenţi %	Amidon %	Randament în solvenţi %	Amidon %	Randament în solvenţi %
6,60	26,5	5,50	36,4	4,72	39,3
5,82	33,8	4,76	38,6	4,71	39,3
5,57	36,2	4,74	39,2		

Scăderea randamentului în funcţie de creşterea concentraţiei în amidon se explică prin efectul nociv al produselor de fermentaţie asupra bacteriilor.

Pentru a studia în ce măsură contribuie componenţii produselor de fermentaţie la micşorarea randamentului, s-au executat o serie de probe de laborator la care s-au adăugat, în condiţii sterile, la 100 ml mediu de cultură, cantităţi diferite de butanol, acetonă, etanol şi un amestec al acestor solvenţi în raportul 6 : 3 : 1 care rezultă practic la fermentaţie. Rezultatele reies din tabela 2.

Tabela 2

Butanol ml	Observaţii	Acetonă ml	Observaţii	Etanol ml	Observaţii	Amestec ml	Observaţii
4,0	nu fermentează	4,0	fermentează încet	5,0	fermentează încet	4,0	nu fermentează
2,0	„	2,0	„	2,0	fermentează	2,0	fermentează slab
1,0	fermentează încet	1,0	fermentează	1,0	„	1,0	fermentează încet
0,5	fermentează	0,5	„	0,5	„	0,5	fermentează
0,25	„	0,25	„	0,25	„	0,25	„
0,05	„	0,05	„	0,05	„	0,05	„

Din datele obţinute, reiese că sensibilitatea bacteriilor butilice faţă de produsele de fermentaţie creşte în ordinea : etanol, acetonă, butanol. Deci butanolul are efectul cel mai nociv asupra bacteriilor butilice.

Condiţiile optime pentru bacteriile butilice sînt deci determinate şi de raportul între butanol, acetonă şi etanol în amestecul de solvenţi. Acest raport este variabil într-o anumită măsură şi este condiţionat şi de specificul tulpinilor respective, de concentraţia în amidon şi în substanţe proteice a mediilor de cultură.

Influenţa concentraţiei în amidon asupra compoziţiei amestecului de solvenţi în plămezile de porumb, s-a studiat în condiţii industriale, obţinînd rezultatele din tabela 3.

Tabela 3

Amidon %	Butanol %	Acetonă %	Etanol %
4,40	57,0	42,5	0,5
5,03	55,6	42,8	1,6

Reiese deci, că o concentrație sporită de amidon, influențează negativ activitatea bacteriilor, în primul rînd în privința producerii butanolului, crescînd concomitent procentajul de etanol în amestecul de solvenți format.

Efectul substanțelor proteice asupra compoziției amestecului de solvenți s-a studiat făcînd comparația între cartofi cu raportul proteine : amidon = 1 : 10, porumb degerminat cu raportul 1 : 7 și porumb măcinat cu raportul 1 : 5. Datele sînt trecute în tabela 4.

Tabela 4

Felul produsului	Compoziția amestecului de solvenți %		
	Cartofi	Porumb degerminat	Porumb măcinat
Butanol	59,0	57,3	55,0
Acetonă + Etanol	41,0	42,7	45,0

Din valorile obținute se conclude că un conținut ridicat de substanțe proteice al plămezilor supuse fermentației, deplasează echilibrul între solvenți spre formarea unei cantități mai mari de acetonă și etanol.

Determinarea principalilor factori care influențează fermentația butilică, a servit la fixarea compoziției mediilor de cultură folosite pentru studierea influenței unor adaosuri foarte mici de substanțe chimice, asupra fermentației butilice. S-a folosit în acest scop tulpina C (fagosensibilă) de Clostridium aceto-butilicum.

Mediul de cultură, constituit în fiecare caz din 36 g porumb măcinat și 550 ml apă de robinet, a fost sterilizat odată la 3 at timp de 1¾ ore în baloane de 1 l, adăugînd în prealabil substanțele respective de încercat. In timpul fermentației s-a menținut temperatura optimă de 37 °C. Mersul fermentației s-a controlat în fiecare caz prin examinare la microscop, urmărirea acidității titrabile, a *p*H-ului și dezvoltării gazelor, determinarea randamentului în solvenți și a compoziției lor.

Dintre sărurile anorganice s-au încercat sulfatul de zinc, sulfatul feros, sulfatul de cupru, adăugate în cantitățile prevăzute în tabela 5.

Tabela 5

$ZnSO_4 \cdot 7H_2O$ g/l	$FeSO_4 \cdot 7H_2O$ g/l	$CuSO_4 \cdot 5H_2O$ g/l
0,10	0,60	0,01
0,01	0,33	0,001
0,001	0,17	0,0001
—	0,13	—
—	0,05	—

Baloanele astfel pregătite au fost însămînțate cu cultura fagosensibilă „C" și s-au constatat următoarele :

Baloanele cu 0,01 și 0,001 g sulfat de zinc la litru au fermentat cel mai frumos, aspectul microscopic a arătat o densitate mai mare de bacterii, o mobilitate accentuată și o mai mare uniformitate în comparație cu proba

martor. Un adaos de 0,1 g sulfat de zinc la litru, a avut însă un efect negativ asupra dezvoltării bacteriilor.

Adaosul de sulfat feros în cantitățile arătate, n-a avut nici un efect stimulator, dar nici o acțiune negativă chiar în doza maximă aplicată, plămezile fermentînd normal ca și proba martor.

Sulfatul de cupru, în doza maximă aplicată, a avut un efect negativ asupra dezvoltării bacteriilor, iar celelalte probe n-au arătat nici o deosebire față de proba martor.

Într-o altă serie de încercări s-a urmărit influența metalelor în formă de pulbere fină și anume a fierului, aluminiului și zincului asupra fermentației butilice. Încercările s-au executat cu un adaos de 1 g la litru de plămadă. La probele cu adaos de fier s-a observat un efect puternic stimulator asupra bacteriilor butilice. După fier urmează zincul, iar un adaos de praf de aluminiu a avut chiar un efect slab negativ.

Încercările cu adaos de fier și de zinc s-au repetat cu cantități crescînde, pentru a putea afla cantitatea optimă. Astfel s-au pregătit baloane cu 0,1, 0,2, 0,5 și 1 g fier, respectiv zinc, la litru și s-au însămînțat cu tulpina „C" de bacterii fagosensibile.

S-a constatat din nou superioritatea fierului față de zinc, obținînd rezultatul cel mai bun cu 0,5 și cu 1 g Fe la litru.

Aceleași încercări cu fier s-au repetat folosind paralel o cultură fagorezistentă „T2" și o cultură fagosensibilă „P". Din rezultatele obținute, s-a constatat că acțiunea stimulatoare a fierului s-a manifestat numai la cultura „P", iar la cultura „T2" fermentația a decurs ca și la proba martor. Găsirea cauzei comportării diferite a culturilor fagosensibile și fagorezistente față de fier, poate aduce o contribuție la clarificarea schimbării metabolismului bacteriilor butilice în urma acțiunii fagului, precum și la posibilitățile de combatere a infecțiilor fagice.

Pentru a studia rezistența bacteriilor sensibile față de fag în prezența fierului ca stimulator, s-a adăugat după 12 ore de fermentare 0,5 ml plămadă infectată cu fag. După 4 ore de la introducerea fagului, proba martor a suferit o liză puternică, iar balonul cu fier a fermentat normal pînă la sfîrșit, excelînd prin densitatea și mobilitatea mare a bacteriilor. Din această încercare rezultă că adaosul de fier paralizează efectul distrugător al fagului.

Rezultatele obținute pînă acum au confirmat că prin alegerea și aplicarea unor substanțe, există posibilitatea de a întări activitatea și rezistența bacteriilor butilice în așa fel, ca ele să fermenteze nestingherit, chiar în condiții biologice grele. Urmează ca încercările începute să fie extinse asupra unui număr mai mare de diferite substanțe, care pot fi luate în considerație drept stimulatori.

Lucrarea a fost executată în colaborare cu I. I. S. Solventul, Industria Biochimică Timișoara.

BIBLIOGRAFIE

1. Nahmanovici B. M., Malinchin S. G., Sinchevici F. F., Microbiologhia, 1, 77 (1956).
2. Kovats J., Przemist Spozywczy, 11, 113 (1957).

3. Lovas B., Bezzegh T., Szeszipar, 3, 4 (1956).
4. Underkofler L. A., Hichey R. J., *Industrial Fermentations*, New-York, 360 (1954)
5. Logotkin I. S., *Tehnologhia Ațetonovo-Butilovovo Proizvodstva*, Pișce promizdat Moscova, 159 (1958).
6. Bektereva M. N., Microbiologhia 12, 19 (1943).
7. Beesch S. C., Ind. Eng. Chem. 44, 1677 (1952).
8. Topciu V., Barcaru E., Levin S., Studii și cercetări, Științe Chimice, Academia R.P.R. Baza Timișoara, V. 3—4, 137 (1958).
9. Peivela V., *Microelementi i fermenti*, Acad. Nauk. Latv. S.S.R., Riga S.S.S.R. (1961).
10. Scharrer K., *Biochimie der Spurenelemente*, Berlin (1955).
11. Bersin T., Zeitschrift für die Naturwissenschaft 1, 187 (1935).
12. Nielsen N., Hartelins V., Biochemische Zeitschrift, 276, 183 (1935).
13. Bersin T., Biochemische Zeitschrift, 245, 466 (1932).

ИССЛЕДОВАНИЕ СТИМУЛИРУЮЩЕГО ДЕЙСТВИЯ НЕКОТОРЫХ НЕОРГАНИЧЕСКИХ ВЕЩЕСТВ НА БУТИЛОВЫЕ БАКТЕРИИ

(РЕЗЮМЕ)

Работа представляет собой исследование стимулирующего действия некоторых неорганических веществ на бутиловые бактерии.

Установлено что среди испытанных веществ, более стимулирующим действием обладает металлический железный порошок, который дает также положительный эффект и в присуствии бактериофага антиклостридиум ачетобутиликум.

Для работы в найлучших условиях развития бактерий, были предварительно установлены важнейшие параметры влияющие на развитие испытанных стволов, а также их поведение в растворителях.

UNTERSUCHUNGEN ÜBER DIE STIMULIERENDE WIRKUNG EINIGER ANORGANISCHEN SUBSTANZEN AUF DIE BUTANOL-BAKTERIEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

DieArbeit stellt ein Studium der stimulierende Wirkung, einiger anorganischen Substanzen, auf die Butanol-bakterien dar.

Es wurde festgestellt, dass unter den geprüften Substanzen, das metallische Eisenpulver die bedeutendste stimulierende Wirkung hat, dessen günstiger Effekt, auch im Gegenwart von Bacteriophag Anticlostridium acetobutilicum, besteht.

Um unter den für die Bakterien günstigsten Entwicklungsbedingungen arbeiten zu können, wurden voher die wichtigsten Parameter, welche die Entwicklung der untersuchten Stämme beeinflussen, sowie die Ausbeute in Lösungsmitteln, festgestellt.

DETERMINAREA POROZITĂȚII DESCHISE A SUBSTANȚELOR SOLIDE PRIN ABSORBȚIE GAMA

DE

D. DRAGOMIRESCU, E. STOICA și R. STOICA

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

Porozitatea unei substanțe este reprezentată de spațiile libere din masa sa și este o caracteristică de bază pentru unele materiale de uz tehnic cum sînt : cărămizile, cocsul metalurgic, porțelanurile etc.

Porozitatea substanțelor se exprimă prin coeficientul sau gradul de porozitate reprezentat de raportul dintre volumul porilor și volumul total al substanței ; se exprimă procentual și se determină gravimetric pe epruvete de anumite dimensiuni folosind relațiile :

$$P_{d\%} = \frac{G_u - G_s}{V_s} 100 = \frac{G_a}{V_s} 100 \tag{1}$$

$$P_{a\%} = \frac{\rho_r - \rho_a}{\rho_r} 100 = \left(1 - \frac{\rho_r}{\rho_a}\right) 100 \tag{2}$$

G_u — reprezintă greutatea epruvetei umezită la saturare, în g ;
G_s — greutatea epruvetei uscate, în g ;
G_a — greutatea apei sau umiditatea absolută în g ;
V_s — volumul epruvetei în cm^3 ;
ρ_r — densitatea reală a substanței (fără pori);
ρ_a — densitatea aparentă a substanței.

Prin această lucrare se stabilește posibilitatea determinării porozității deschise a substanțelor cu ajutorul izotopilor radioactivi, prin absorbția radiațiilor gama emise de radioizotopul Co^{60}.

Din relația (1) reiese că pentru determinarea porozității este necesară cunoașterea umidității absolute a substanței (G_a) și cum această mărime se poate determina prin absorbție gama, implicit se poate determina și porozitatea deschisă.

Dacă luăm o epruvetă uscată dintr-o anumită substanță de coeficient de absorbție masic μ_s și de anumite dimensiuni : volumul V_s, densitate ρ_s suprafață S și înălțime X_s (fig. 1, *a*) și lăsăm să treacă un fascicol de raze gama, intensitatea fascicolului va scădea de la o valoare I_0 la o valoare I datorită

absorbției radiațiilor de către substanță. Variația intensității fluxului de raze gama se exprimă prin relația :

$$I = I_0 e^{-\mu_s \varrho_s x_s} \tag{3}$$

Imbibînd la saturare epruveta (fig. 1, *b*) cu o soluție (sau cu apă) de coeficient masic cunoscut și lăsînd să treacă același fascicol de raze gama, intensitatea va scădea mai departe de la valoarea I la o valoare I', datorită absorbției radiațiilor, conform relației.

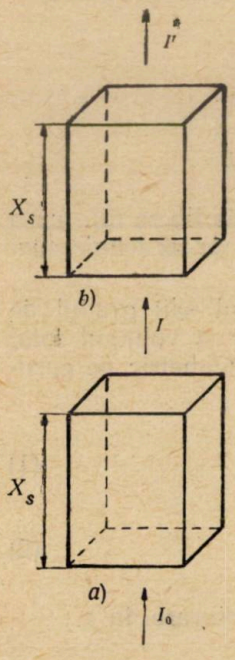


Fig. 1.

$$I' = Ie^{\mu_a \varrho_a x_a} \tag{4}$$

Din relația (2) mai rezultă că porozitatea deschisă (P_d) se poate exprima și prin raportul dintre greutatea soluției (sau apei) absorbită de substanță în pori la saturare (G_a) și volumul substanței (V_s) pentru o epruvetă de anumite dimensiuni.

Exprimînd greutatea soluției (sau apei) absorbite prin produsul dintre volumul epruvetei și densitatea sa (ρ_a), iar volumul prin produsul dintre suprafața epruvetei (S) și înălțimea sa, respectiv a stratului de soluție absorbită în porii epruvetei, rezultă :

$$P_{d\,\%} = \frac{G_u - G_s}{V_s} 100 = \frac{G_a}{V_s} 100 = \frac{\rho_a V_a}{V_s} 100 =$$

$$= \frac{\rho_a S x_a}{S x_s} 100 = \frac{\rho_a x_a}{x_s} 100 \tag{5}$$

relații în care : G_u, G_s, X_s, ρ_a și V_s au semnificațiile cunoscute din relațiile precedente, iar :

V_a — reprezintă volumul apei sau soluției absorbită la saturație ;

x_a — reprezintă grosimea stratului de soluție (sau apă).

Din relația (5) pentru grosimea stratului de soluție (sau apă) absorbită în porii epruvetei la saturare, în funcție de porozitate, rezultă valoarea :

$$x_a = \frac{P_{d\,\%} x_s}{100 \rho_a} \tag{6}$$

Substituind în relația (4) pe X_a prin valoarea stabilită rezultă :

$$I' = Ie^{-\mu_a \varrho_a \frac{P_{d\,\%} x_s}{100 \varrho_a}} \tag{7}$$

de unde :

$$P_{d\,\%} = \frac{100}{\mu_a x_s} \ln \frac{I}{I'} \tag{8}$$

sau trecînd la logaritmi zecimali :

$$P_{d\,\%} = \frac{230}{\mu_a x_s} \lg \frac{I}{I'} \cdot \tag{9}$$

Cum în practică se recomandă să se lucreze cu epruvete de dimensiuni constante și μ_a fiind constantă, notăm tot printr-o constantă raportul : $\frac{230}{\mu_a x_s} = K$, încît relația (9) capătă forma :

$$P_{d\,\%} = K\left(\lg \frac{I}{I'}\right) \cdot \tag{10}$$

Dacă se înlocuiește $\lg I$ prin valoarea sa din relația 3 rezultă :

$$P_{d\,\%} = K\left(\lg \frac{I_0}{I'} - \frac{\mu_s \rho_s x_s}{2{,}3}\right) \cdot \tag{11}$$

Notînd prin C produsul și raportul constantelor : $\frac{\mu_s \rho_s x_s}{2{,}3} = C$ rezultă

$$P_{d\,\%} = K\left(\lg \frac{I_0}{I'} - C\right) \cdot \tag{12}$$

Relațiile (10) și (12) au fost verificate experimental pe materialele indicate în tabelele 1 și 2 în felul următor : în calea unui fascicol de raze gama emise de radioizotopul Co^{60}_{27}, colimat, ecranat și redus la o intensitate convențională (I_0) s-au așezat succesiv epruvetele de materiale de dimensiuni cunoscute, uscate la greutate constantă și apoi îmbibate la saturare cu o soluție de acetat de plumb 10%, de coeficient masic 0,062, determinîndu-se astfel valorile lui I și I'.

Schema de conexiune a părților componente ale instalației de lucru este arătată în fig. 2. Înregistrarea impulsurilor s-a făcut cu un contor Geiger-Müller, iar numărarea lor cu numărătorul B.S-64.

În tabelul 1 sînt trecute valorile obținute pentru porozitatea deschisă a substanțelor determinată gravimetric și prin absorbție gama cu ajutorul relației (10).

În tabelul 2 sînt trecute valorile obținute pentru aceleași substanțe folosind relația (12).

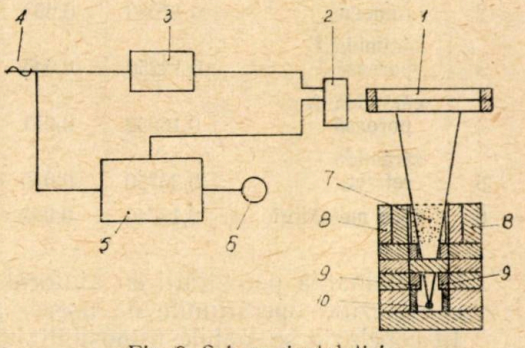


Fig. 2. Schema instalației :

1 — contor Geiger-Müller; *2* — preamplificator; *3* — sursă de înaltă tensiune; *4* — alimentare de la rețea; *5* — numărător electronic; *6* — numărător mecanic; *7* — substanța de studiat; *8* — cărămizi de plumb; *9* — colimator plumb; *10* — sursa.

Pentru amîndouă relațiile, valorile obținute gravimetric diferă de cele stabilite prin absorbție gama cu 1%—8%.

Din constatările experimentale și rezultatele obținute reiese că metoda dă valori bune, dacă se lucrează cu epruvete corect confecționate și bine dimensionate.

Tabela 1

Nr. crt	Substanța	G_a g	V_s cm³	X_s cm	$\lg \frac{I}{I'}$	K	P_d % gravim.	P_d % abs. gama rel. 10
1	cărămidă obișnuită	14,70	89,0	4,4	0,01713	843,10	16,40	14,44
2	cărămidă de rumeguș	25,28	91,5	4,4	0,03270	843,10	27,62	27,55
3	cărămidă f. poroasă	356,64	530,0	6,8	0,12540	545,50	67,29	68,40
4	cărămidă f. poroasă	300,16	469,0	6,2	0,11243	598,33	63,20	67,27
5	cărămidă refract.	56,80	502,0	6,5	0,01924	570,71	11,31	10,98
6	cocs metalurgic	51,00	576,0	7,5	0,01791	494,64	8,99	8,75

Tabela 2

Nr. crt	Substanța	$\lg \frac{I_0}{I'}$	μ_0	ϱ_a	K	C	P_d % abs. gama rel. 12
1	cărămidă obișnuită	0,19719	0,049	1,908	843,10	0,17885	16,17
2	cărămidă de rumeguș	0,17080	0,053	1,353	843,10	0,137182	28,41
3	cărămidă f. poroasă	0,19250	0,045	0,501	545,54	0,06665	68,66
4	cărămidă f. poroasă	0,16952	0,051	0,476	598,33	0,06543	62,27
5	cărămidă refract.	0,30750	0,049	2,085	570,71	0,28875	10.71
6	cocs metalurgic	0,18740	0,052	0,999	494 64	0,16939	8,90

Determinarea porozității cu ajutorul relației (12) simplifică metoda de lucru, excluzînd operațiunile de uscare și cîntărire la greutate constantă.

În concluzie se stabilește posibilitatea determinării porozității deschise a unor materiale prin absorbție gama și relațiile care permit calculul ei.

BIBLIOGRAFIE

1. Danilin A. I., Pocivovedenie, 1955, nr. 7. p. 74—83.
2. Burr G. O., Actes de la Conference internationale sur l'Utilisation de l'Energie Atomique à des fins pacifiques — Geneva — Vol. XIII 1955 p. 210.
3. Vomocil Y. A., Actes de la Conférence internationale sur l'Utilisation de l'Energie Atomique à des fins pacifique — Geneva — Vol. XIII. 1955 p. 257.
4. Dragomirescu D., Stoica E., Tehnica nucleară, 1958 nr. 2 p. 49—54.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРОЧНОСТИ ТВЕРДЫХ ВЕЩЕСТВ ПУТЕМ АБСОРБЦИИ ГАМА

(РЕЗЮМЕ)

В данной работе устанавливается возможность определения открытой пористости веществ, при помощи радиоактивных изотопов, путем абсорбции радиаций гама, излученных радиоизотопом Co^{60}.

Пропуская пучок лучей гама через пористое сухое вещество (рис. 1 *а*) интенсивность спадает от I_0 до I, выраженное отношением (3). Пропуская затем пучок через вещество пропитанное до насыщения 10% раствором уксуснокислого свинца (рис. 1 *б*) интенсивность потока спадет в дальнейшем от I до I'. Исходя из отношения — (1), послужившего для расчета открытой пористости гранулиметрическим методом, устанавливаются в дальнейшем отношения (10) и (12), для определения пористости путем абсорбции гама.

Величины полученные данным методом отличаются от величин найденных гравиметрическим путем от 1 до 8%.

LA DÉTERMINATION DE LA POROSITÉ DES SUBSTANCES SOLIDES PAR ABSORPTION GAMA

RÉSUMÉ

On établit par cet ouvrage la possibilité de déterminer la porosité des substances à l'aide des izotopes radioactifs, par l'absorption des radiations gama émis par le radioisotope Co^{60}.

En faisant pénétrer un faisceau de rayons gama dans la substance poreuse sèches son intensité diminuera d'une valeur I_0 à une valeur I exprimée par la relation (3). En faisant ensuite pénétrer le faisceau par la substance imprégnée jusqu'à la saturation d'une solution d'acétate de plomb 10%.

L'intensité du flux continuera de diminuer de la valeur I à une valeur I'.

En partant de la relation utilisée pour le calcul de la porosité par la méthode gravimétrique, on établit par ce qui s'ensuit (par conséquent) les relations (10) et (12) pour déterminer la porosité par absorption gama.

Les valeurs obtenues par cette méthode différent de celle établies à l'aide du gravimètre : cette différence est de 1—8%.

STUDIUL CARACTERISTICILOR INTERNE DE FUNCȚIONARE ALE COMPRESORULUI U.C.M.R.

DE

BARBU V. și RAICA T.

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

A. CONDIȚII DE LUCRU

Diagramarea compresoarelor cu piston și oricărei mașini termice volumice, în general, reprezintă calea de bază pentru analiza celor mai importante procese de lucru, a proceselor interioare. Un studiu analitic al caracteristicilor de funcționare trebuie să înceapă de aceea cu ridicarea diagramelor interioare ale mașinii considerate ; este tocmai ceea ce s-a făcut și pentru compresorul U.C.M.R. în lucrarea de față.

Pentru a putea trage concluzii neinfluențate de particularități întîmplătoare, au fost studiate trei compresoare (compresorul stației de aer comprimat din secția de Mecanică Mijlocie și Ușoară, compresorul Nr. 330 și compresorul Nr. 342) de 45 m³/min, în condițiile unui regim normal de funcționare (p_{ref} = 7 ats) și la trecerea la mers în gol ; s-au comparat rezultatele obținute pentru diferiții cilindri și prin înlocuirea supapelor.

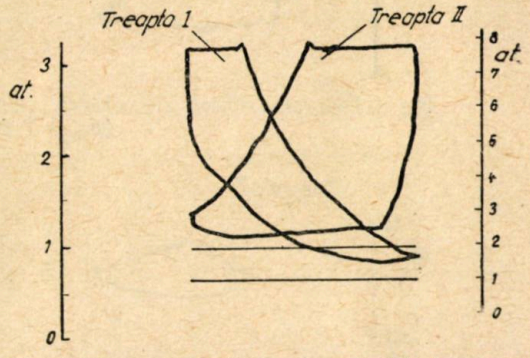


Fig. 1. Diagrame indicate mecanic ridicate curent de către Serv. CTC, înaintea studiului de față

S-a folosit atît metoda diagramării mecanice, cît și aceea a diagramării piezoelectrice, pentru a putea folosi avantajele pe care le prezintă fiecare dintre aceste metode ; ultima s-a impus cu atît mai mult cu cît diagramele ridicate curent în cadrul încercărilor de recepție, cu indicatorul mecanic — diagrame de tipul aceleia din fig. 1 — erau deformate și era greu de precizat de la început dacă acest lucru se datorește funcționării defectuoase a compresorului, unor defecțiuni ale indicatorului mecanic sau metodicii de diagramare. Pe baza rezultatelor obținute cu ajutorul indicatorului piezoelectric, s-a putut stabili că deformările amintite se datoresc exclusiv metodicii de diagramare (spații moarte suplimentare

mari, conexiuni elastice, resoarte improprii ș.a.); prin corectarea acestei metodici s-a ajuns ca și cu ajutorul indicatorului mecanic să se ridice diagrame întru totul comparabile cu cele ridicate piezoelectric (v. fig. 2 și 4).

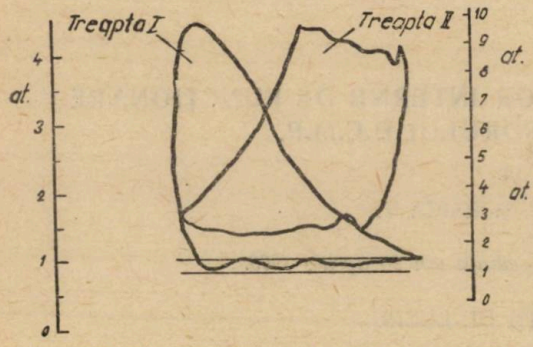


Fig. 2. Aceleași diagrame, ridicate corect pentru mersul în sarcină (p_{ref}=7 ats).

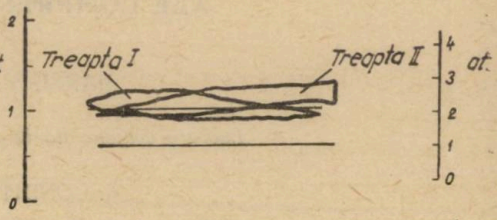


Fig. 3. Aceleași diagrame, pentru mersul în gol.

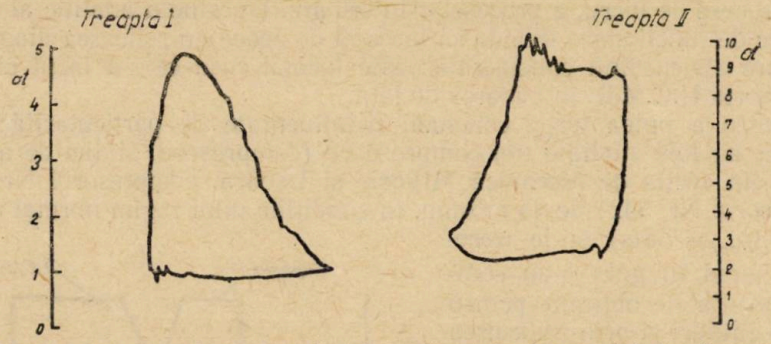


Fig. 4. Diagrame ridicate piezoelectric, pentru regimul normal de funcționare (p_{ref}=7 ats).

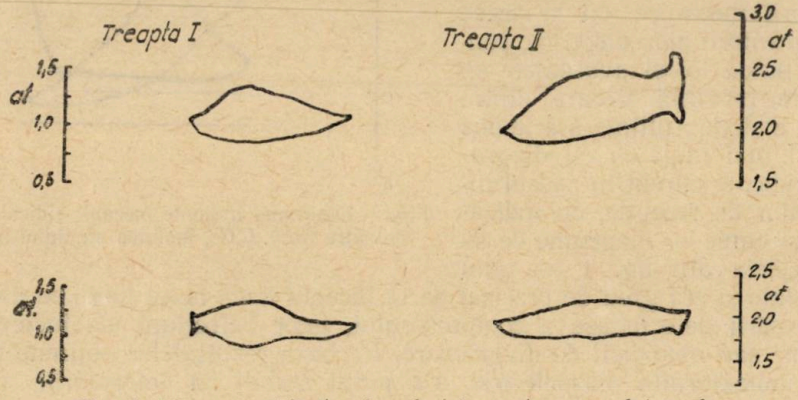


Fig. 5. Diagrame ridicate piezoelectric, pentru mersul în gol.

Folosirea indicatorului piezoelectric a permis să se urmărească mai uşor influenţa diferiţilor factori, prin vizualizare directă şi totodată s-a putut ridica diagramele presiune-timp (prin filmare — v. fig. 6÷8), cu posibilitatea de extindere a fazei analizate.

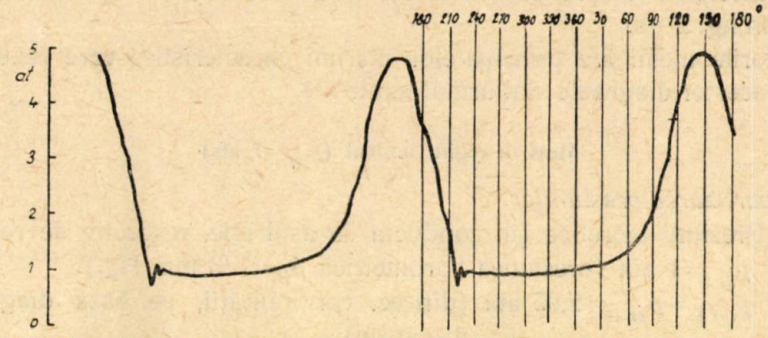


Fig. 6. Oscilograma presiune-timp pentru treapta de joasă presiune la mers normal.

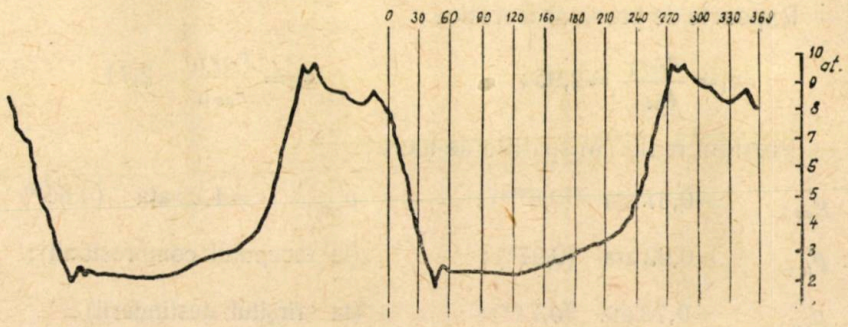


Fig. 7. Oscilograma presiune-timp pentru treapta de înaltă presiune, la mers normal.

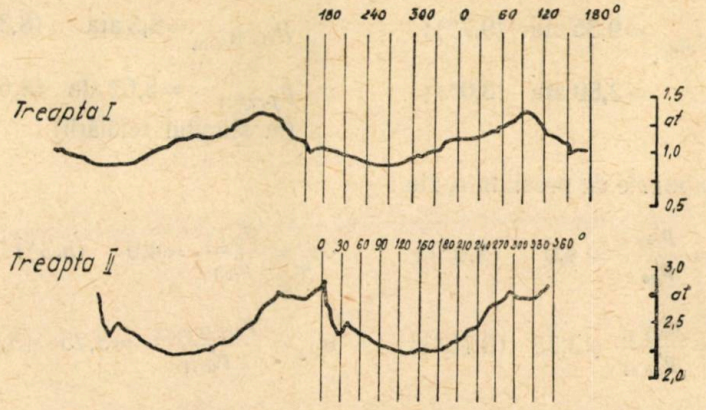


Fig. 8. Oscilograma presiune-timp pentru mersul în gol.

B. REZULTATE OBŢINUTE

Diagramele ridicate pentru toţi cilindrii cercetaţi şi pentru diferitele supape încercate nu prezintă diferenţe esenţiale, fiind de tipul celor reprezentate în fig. 2÷8.

Valorile medii ale principalelor mărimi caracteristice care rezultă din analiza acestor diagrame sînt următoarele : [1])

Mers în regim normal (p_{ref}=7 ats)

Repartizarea presiunilor.

— Presiuni teoretice (în conducta de aspiraţie, respectiv de refulare).

$p_{as\,I}$=1 ata (presiunea barometrică p_B=743 mm Hg.).

$p_{ref\,I} = p_{as\,II}$=2,95 ata (din ec. continuităţii, pe baza diagramării mecanice)

$p_{ref\,II}$=8 ata (7 ats)

— Rapoarte de presiuni teoretice :

$$\sigma_I = \frac{p_{ref\,I}}{p_{as\,I}} = 2{,}95\,; \qquad \sigma_{II} = \frac{p_{ref\,II}}{p_{as\,II}} = 2{,}71$$

— Presiuni reale (în spaţiile de lucru):

$p'_{as\,I}$ =0,87 ata (0,87*); $p'_{ref\,I}$ =4,25 ata (4,85*)

$p'_{ic\,I}$ =0,92 ata (0,97*); (la începutul compresiunii);

$p'_{fd\,I}$ =0,73 ata (0,71*) (la sfîrşitul destinderii);

$p'_{as\,II}$ =2,3 ata (2,3*); $p'_{fd\,II}$ =2,43 ata (2,4*)

$p_{ref\,II_{max}}$ =9,35 ata (9,7*); $p'_{ref\,II_{min}}$ =8,3 ata (8,3*)

$p'_{ic\,II}$ =2,89 ata (3,0*); $p'_{f\,ref\,II}$ =8,62 ata (8,6*) (la sfîrşitul refulării)

— Rapoarte de presiuni reale :

$$\sigma'_I = \frac{p'_{ref\,I}}{p'_{as\,I}} = 4{,}9 \quad (5{,}6^*)\,; \qquad \sigma'_{I_c} = \frac{p'_{ref\,I}}{p'_{ic\,I}} = 4{,}6 \quad (5{,}3^*)$$

$$\sigma'_{II} = \frac{p'_{ref\,II}}{p'_{as\,II}} = 3{,}75 \quad (3{,}75^*)\,; \qquad \sigma'_{II_c} = \frac{p'_{ref\,II\,max}}{p'_{ic\,II}} = 3{,}25 \quad (3{,}25^*)$$

[1]) Cifrele cu asterisc reprezintă valorile medii rezultate din diagramarea piezoelectrică.

— Căderi de presiune :

$$\Delta p_{as\ I} = p_{as\ I} - p'_{as\ I} = 0{,}13 \text{ at} \quad (0{,}13^*); \qquad \delta_{1-I} = \frac{\Delta p_{as\ I'}}{p_{as\ I}} = 0{,}13 \quad (0{,}13^*);$$

$$\Delta p_{ref\ I} = p'_{ref\ I} - p_{ref\ I} = 1{,}3 \text{ at} \quad (1{,}9^*); \qquad \delta_{2-I} = \frac{\Delta p_{ref\ I}}{p_{ref\ I}} = 0{,}44 \quad (0{,}64^*);$$

(cuprinde și căderea de presiune în răcitorul intermediar);

$$\Delta p_{as\ II} = p_{as\ II} - p'_{as\ II} = 0{,}65 \text{ at}; \qquad \delta_{1-II} = \frac{\Delta p_{as\ II}}{p_{as\ II}} = 0{,}22 \quad (0{,}22^*)$$

$$\Delta p_{ref\ II} = p'_{ret\ II} - p_{ref\ II} = 0{,}62 \text{ at}; \qquad \delta_{2-II} = \frac{\Delta p_{ref\ II}}{p_{ref\ II}} = 0{,}08 \quad (0{,}08^*)$$

$$\Delta p_{ref\ II\ max} = p'_{ref\ II\ max} - p_{ref\ II} = 1{,}35 \text{ at}; \qquad \delta_{2-II\ max} = \frac{\Delta p_{ref\ II\ max}}{p_{ref\ II}} = 0{,}17 \quad (0{,}21^*)$$

$$\frac{\Delta p_{ref\ II}}{\Delta p_{ref\ II\ max}} = \frac{0{,}08}{0{,}17} = 0{,}47 \quad (0{,}38^*)$$

Căderea de presiune totală între treapta I și II.

$$\Delta p_{I-II} = \Delta p_{ref\ I} + \Delta p_{as\ II} = p'_{ref\ I} - p'_{as\ II} = 1{,}95 \text{ at}; \qquad \delta_{I-II} = \frac{\Delta p_{I-II}}{p_{as\ II}} = 0{,}66 \quad (0{,}86^*)$$

Presiunea medie în răcitorul intermediar :

$$p_{RI} = \frac{p'_{ref\ I} + p'_{as\ II}}{2} = 3{,}27 \text{ at} \quad (3{,}15^*)$$ față de 3,1 ata, valoarea măsurată.

— *Coeficienți de aspirație :*

$$\lambda_{as\ I} = \frac{V_{as\ I}}{V_{S\ I}} \approx 0{,}89; \qquad \lambda_{as\ II} = \frac{V_{as\ II}}{V_{S\ II}} \approx 0{,}85.$$

— *Debit rezultat din diagramarea indicată :*

$$V_{min} = (\lambda_e \lambda_{w1})\, \lambda_{as\ I} V_{S\ I} \cdot n = 15{,}7\ (\lambda_e \lambda_{w1}).$$

Apreciind pierderile volumetrice datorite neetanșeităților și încălzirii gazului la aspirație $\lambda_e \cdot \lambda_{w\,I} = 0{,}91$, (valoarea cea mai probabilă), rezultă

$$V_{min} = 14{,}3 \text{ m}^3/\text{min}$$ și cilindru < 15 m³/min.

— *Egalizarea forțelor maxime exercitate asupra pistonului :*

$$F_{max\ s} = S_{p\ I} p'_{ref\ I} - S_{p\ II} p'_{as\ II} - (S_{p\ I} - S_{p\ II})\, p_B = = 5450 \text{ kgf} \quad (6600^*)$$

$$F_{max\ i} = S_{p\ II} p'_{ref\ II\ max} + (S_{p\ I} - S_{p\ II})\, p_B - S_{p\ I} p'_{as\ I} = 6140 \text{ kgf} \quad (6400^*)$$

— Coeficientul de egalizare :

$$\mu = \frac{F_{max\ s} - F_{max\ i}}{2F_{max}} \approx 0{,}94 \quad (0{,}98^*)$$

— *Presiuni medii indicate :*

$p_{mi\ I} = 1{,}74$ kgf/cm² (2,05*); $p_{mi\ II} = 4{,}26$ kgf/cm² (4,6*)

— *Puteri indicate pe cilindru :*

$$N_{i\ I} = 2{,}222\, p_{mi\ I} V_{S\ I} \cdot n = 68{,}1 \text{ CP} \quad (80^*)$$

$$N_{i\ II} = 2{,}222 p_{mi\ II} V_{S\ II} \cdot n = 60{,}3 \text{ CP} \quad (65^*)$$

$$N_{i\ tot} = N_{i\ I} + N_{i\ II} = 68{,}1 + 60{,}3 = 128{,}4 \text{ CP.} \quad (145^*)$$

— Neuniformitatea încărcării :

$$\Delta N_i = 68{,}1 - 60{,}3 = 7{,}8 \text{ CP} \quad (15^*) \qquad \nu_i = \frac{\Delta N_i}{N_{i\ min}} = \frac{7{,}8}{60{,}3} \approx 0{,}13 \quad (0{,}23^*)$$

— Puterea teoretică necesară :

$$N_{iz\ I} = 2{,}222\, p_{as\ I} \cdot V_{min} \ln \sigma_I = 36{,}15 \text{ CP}$$

$$N_{iz\ tot} = 2{,}222\, p_{as\ I} \cdot V_{min} \ln \sigma_{tot} = 69{,}5 \text{ CP.}$$

— *Randamentul indicat izotermic :*

$$\eta_{i-iz\ I} = \frac{N_{iz\ I}}{N_{i\ I}} = \frac{36{,}15}{68{,}1} = 0{,}53 \quad (0{,}45^*)$$

$$\eta_{i-iz_{tot}} = \frac{N_{iz\ tot}}{N_{i\ tot}} = \frac{69{,}5}{128{,}4} = 0{,}54 \quad (0{,}48^*)$$

De observat că, pentru $V_{min} < 15$ m³/min (v. mai sus), valorile randamentelor indicate sînt și mai mici.

Mers în gol

— *Căderi de presiune :*

$\Delta p_{max\ I} = 0{,}35$ at (0,48*); $\delta_{I\ max} = 0{,}35$ (0,48*)

$\Delta p_{med\ I} = 0{,}2$ at (0,30*); $\delta_{I\ med} = 0{,}20$ (0,20*)

$\Delta p_{max\ II} = 0{,}78$ at (0,68*); $\delta_{II\ max} = 0{,}26$ (0,23*)

$\Delta p_{med\ II} = 0{,}39$ at (0,40*): $\delta_{II\ med} = 0{,}142$ (0,145*)

— *Presiuni medii indicate :*

$p_{mi\ I} = 0{,}20\ \text{kgf/cm}^2$ (0,3*); $p_{mi\ II} = 0{,}39\ \text{kgf/cm}^2$ (0,4*)

— *Puteri indicate consumate :*

$$N_{ig\ I} = 2{,}222 \cdot 0{,}785 \cdot 0{,}5^2 \cdot 0{,}3 \cdot 300 \cdot 0{,}2 = 7{,}85\ \text{CP} \quad (11{,}8^*)$$

$$N_{ig\ II} = 2{,}222 \cdot 0{,}785\,(0{,}5^2 - 0{,}4^2)\,0{,}3 \cdot 300 \cdot 0{,}39 = 5{,}5\ \text{CP} \quad (5{,}6^*)$$

$$N_{ig\ tot} = 13{,}35\ \text{CP} \quad (17{,}4^*)$$

— Valori raportate la puterea nominală :

$N_{ig\ I}/N_{i\ I} = 0{,}115$ (0,148*); $N_{ig\ II}/N_{i\ II} = 0{,}091$ (0,086*)

$$N_{ig\ tot}/N_{i\ tot} = 0{,}104 \quad (0{,}135^*)$$

C. CONCLUZII

Comparînd valorile medii ale principalelor mărimi corespunzătoare diagramării mecanice cu cele corespunzătoare diagramării piezoelectrice, se observă că acestea sînt destul de apropiate ; deşi etalonarea foarte atentă a indicatorului piezoelectric înaintea diagramării, etalonare [1]) ale cărei rezultate sînt redate în fig. 9, ne-ar îndreptăţi să considerăm şi ultimele valori (cele cu asterisc), în cele ce urmează ne vom raporta mai mult la primele, ceva mai puţin dezavantajoase [2]);

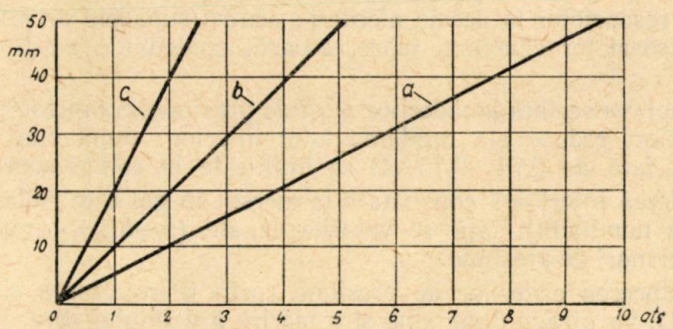


Fig. 9. Etalonarea indicatorului piezoelectric :
a — Treapta de înaltă presiune (C=1000 pF) ; *b* — Treapta de joasă presiune (C=500 pF) ; c — Mers în gol (C=100 pF).

Principalele concluzii la care se ajunge sub aspectul studiului proceselor de lucru, pe baza cifrelor redate mai sus, sînt următoarele :

1°. Compresorul U.C.M.R. prezintă pierderi prin căderi de presiune de 2—4 ori mai mari decît la construcţiile uzuale (v. tabela 1).

[1]) S-a făcut la secţia Mecanică Mijlocie şi uşoară, cu aer comprimat, prin fotografiere.
[2]) Este principalul motiv pentru care determinările mecanice au fost trecute în prim plan.

Tabela 1

Căderi de presiune relative, la compresorul U.C.M.R. în comparaţie cu construcţiile uzuale [v. B. 1,2] :

Căderea de presiune	Simbol	Compres. UCMR	Constr. uzuale
Aspiraţie I	δ_{1-I}	13 %	5— 7%
Aspiraţie II	δ_{1-II}	22 %	3— 5%
Refulare I (inclusiv răcitor)	δ_{2-I}	44 %	8—12%
Refulare II	δ_{2-II}	8%	3— 4%
Intre t eapta I—II	δ_{I-II}	66%	11—19%
Răcitor intermediar	δ_{R-I}	20%	5— 7%
Refulare I	δ_{2-I}	24%	3— 5%

Se observă că abaterile cele mai mari corespund supapei de aspiraţie la treapta II, răcitorului intermediar şi mai ales supapei de refulare la treapta I. Căderile mari de presiune la refularea primei trepte modifică complet aliura diagramei indicate, ajungîndu-se la diagrame anormale, de tipul acelora redate în fig. 2 şi 4 ; cauzele sînt : secţiuni de trecere insuficiente, resoarte de aplicare puternice, rezistenţe locale mari, neetanşeitatea supapei de refulare şi, eventual, formarea unei unde de compresiune în răcitor.

Faptul că la mersul în gol — deci cînd plăcile supapelor de aspiraţie sînt ridicate de pe scaun, prin apăsarea resoartelor — căderile de presiune rezultate sînt ceva mai mici (în special la treapta II) indică o contribuţie sensibilă a resoartelor la aceste pierderi ; pentru supapele de refulare, unde numărul resoartelor este mai mare, această contribuţie va fi şi mai importantă.

2°. Drept consecinţă a căderilor mari de presiune, compresorul U.C.M.R. prezintă valori reduse ale randamentului interior ; după cum s-a arătat, $\eta_{li-iz} \leqslant 0{,}54$, faţă de 0,74—0,75 cît se întîlneşte la compresoarele actuale.

3°. Puterea interioară consumată la mersul în gol este ridicată (10,4%, din puterea nominală), faţă de valorile uzuale (5—8%), rezultat al aceloraşi căderi mari de presiune.

4°. Reducerea căderilor de presiune (prin reproiectarea supapelor, în primul rînd), va atrage după sine şi o mărire a debitului care, pe baza măsurătorilor făcute pe diagramele indicate, este ceva sub 15 m^3/min şi cilindru.

5°. Coeficienţii de aspiraţie λ au valori normale atît pentru treapta I cît şi pentru treapta II, indicînd valori corespunzătoare ale spaţiilor moarte relative.

6°. Temperatura aerului la ieşirea din răcitor (cca. 26 °C) indică o dimensionare corespunzătoare sub aspectul transmiterii căldurii.

7°. Rapoartele de presiune sînt corespunzătoare sub aspectul egalizării forţelor exercitate asupra mecanismului motor, asigurînd solicitări minime ale acestora şi o bună uniformitate a diagramelor forţelor tangenţiale. Valorile mai mari ale raportului de presiune din prima treaptă conduc însă la

încărcări mai mari ale primei trepte (cu cca. 13%) şi temperaturi mai ridicate (cu cca. 30%). În măsura în care căderile de presiune la refularea primei trepte vor fi micşorate, se va atenua şi acest dezavantaj.

Concluzia finală ce se desprinde pe marginea studiului de faţă este că sub aspectul indicilor săi interni de funcţionare compresorul U.C.M.R. este susceptibil încă de îmbunătăţiri. Un prim factor ce trebuie luat în consideraţie, în acest sens, este modificarea corespunzătoare a distribuţiei. Studii similare pe un stand propriu, dotat cu aparatură corespunzătoare, ar putea scoate în evidenţă eventual şi alte deficienţe în vederea perfecţionării continui a acestui produs al U.C.M.R. pe care, sub aspect constructiv şi tehnologic, îl considerăm foarte reuşit.

BIBLIOGRAFIE

1. Frenkel M. I., *Porşnevie kompressorî, Maşghiz, 1960.*
2. Bouché, Wintterlin, Kolbenverdichter, Springer, 1960.

ИЗУЧЕНИЕ ВНУТРЕННИХ РАБОЧИХ ХАРАКТЕРИСТИК КОМПРЕСОРА U.C.M.R.

(РЕЗЮМЕ)

Изучаются внутренние показатели работы поршневого компрессора U.C.M.R. на основании диаграмм рабочего процесса, снятых пьезоэлектрическим и механическим путем ; указывается на то, что их значения вообще ниже используемых значений. Для их улучшения требуется, в первую очередь, соответствующее изменение распределения.

ÉTUDE DES CARACTÉRISTIQUES INTÉRIEURES DE FONCTIONNEMENT DU COMPRESSEUR U.C.M.R.

RÉSUMÉ

On y étudie les indices intérieurs de fonctionnement du compresseur à piston U.C.M.R. en se basant sur le diagramme piézoélectrique et mécanique du processus de travail ; on montre que les valeurs de ces indices sont généralement inférieures aux valeurs usuelles.

Dans le but de leur amélioration, tout d'abord s'impose la modification correspondante de la distribution.

DETERMINAREA CURBELOR IZODURIMETRICE LA OȚELURILE INDIGENE OLC 35 ȘI OSC 12

DE

CRISTODORESCU GH., VEGA I., CARȚIȘ I., RADU I.

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

Scopul acestei lucrări este acela de a se determina proprietățile avantajoase la călirea oțelurilor, fără apariția crăpăturilor, în funcție de regimul de tratament termic.

Pentru studiu au fost alese două categorii de oțeluri, cu o diferență mai mare în ceea ce privește conținutul în carbon și anume oțelul de construcție OLC 35 și oțelul de scule OSC 12. Astfel se poate ajunge, la anumite concluzii referitoare la sensibilitatea la fisurare, în funcție de poziția punctului martensitic.

Pentru a veni în ajutorul atelierelor de tratamente termice privind efectuarea cît mai corectă a tratamentului termic, s-au construit curbe izodurimetrice pentru oțelurile respective.

Tratamentul termic de călire este influențat de trei factori și anume de temperatura de încălzire, durata de menținere la această temperatură și de către viteza de răcire. În timp ce primii doi factori (temperatura de încălzire și durata de menținere) pot fi precizați într-o oarecare măsură cu suficientă exactitate, asupra ultimului factor (viteza de răcire) se fac numeroase cercetări, întrucît sînt multe ipoteze referitoare la influența pe care acest factor o exercită asupra calității materialului călit. S-ar părea, că efectuînd călirea într-un mediu apos (apă sau soluție apoasă) încălzit la o anumită temperatură, tendința oțelului de a crăpa ar fi simțitor redusă, deoarecare încălzirea mediului, conduce spre o răcire cu o viteză mai mică [1].

Atît practica cît și experiența demonstrează contrariul. S-a constatat că, apariția crăpăturilor este mai frecventă la medii cu temperatura ridicată, lucru ce poate fi justificat prin deplasarea maximului vitezei de răcire de la intervalul 500—600 °C, către 200—300 °C (chiar și la 100 °C) ceea ce coincide tocmai și cu temperatura la care au loc transformările de fază, care ele însăși duc la apariția crăpăturilor [2]. Acest fenomen a constituit baza cercetărilor din lucrarea prezentă.

Pentru oțelul sărac în carbon s-a folosit oțelul de construcții OLC 35, cu următoarea compoziție chimică :

C	Mn	Si	S	P
0,3—04	0,4 –0,8	0,15—0,17	max 0,05	max 0,04

În fig. 1 este redată structura inițială a acestui oțel formată din poliedrii de ferită și perlită.

Pentru a avea cele mai favorabile condiții de apariție a crăpăturilor, proba — un cilindru cu diametrul de 20 mm și înălțimea de 10 mm — a fost prevăzută cu un canal de pană.

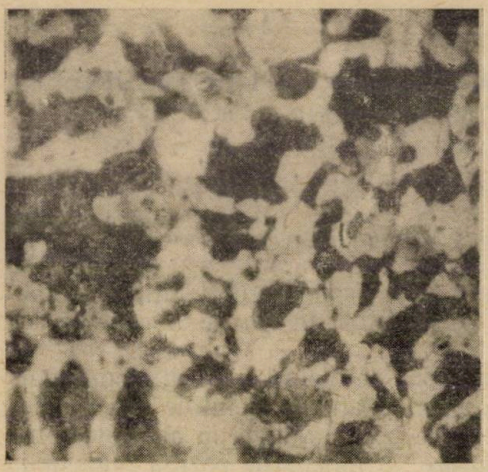


Fig. 1.

Încălzirea pentru călire s-a făcut la temperaturi diferite, începînd de la 820 pînă la 900 °C, într-un cuptor electric cu cameră. La fiecare temperatură s-au călit mai multe probe pentru a se lua media rezultatelor. Timpul de menținere s-a calculat la 15 min pentru fiecare lot din piesele călite în aceleași condiții [3].

După menținere, probele s-au răcit pentru călire în apă și în soluție de 10% NaCl. Atît temperatura apei cît și a soluției apoase a fost variată de la 20 la 60 °C, din 20 în 20 °C.

Rezultatele măsurării durităților sînt centralizate în tabelul 1.

Tabela 1

Rezultatele călirii oțelului OLC 35

Mediul de călire	Temp. de călire °C	Temp. mediului de răcire °C	Duritatea după călire HRC	Dacă au apărut crăpături	Mediul de călire	Temp. de călire °C	Temp. mediului de răcire °C	Duritatea după călire HRC	Dacă au apărut crăpături
Apă	820	20	54,5	nu	Soluție 10% NaCl	820	20	55,5	nu
		40	54,25	nu			40	54	nu
		60	51	da			60	50,75	da
	840	20	55,25	nu		840	20	56,25	nu
		40	54'25	nu			40	55	nu
		60	51,5	da			60	51	da
	860	20	56,25	da		860	20	57	nu
		40	54,5	da			40	55,2	da
		60	52,5	da			60	52	nu
	880	20	54,5	nu		880	20	57,75	nu
		40	53,5	da			40	56,2	nu
		60	52	da			60	53	da
	900	20	53,25	da		900	20	55,5	nu
		40	53,25	da			40	53	da
		60	51,25	da			60	50,5	da

Din tabel se observă că apa încălzită provoacă crăparea pieselor. Acest fenomen este sesizat mai puţin în cazul soluţiei NaCl încălzite. S-a observat însă că, în toate cazurile, crăpăturile sînt mult mai reduse, în comparaţie cu un oţel mai bogat în carbon, uneori chiar imposibil de observat cu ochiul liber.

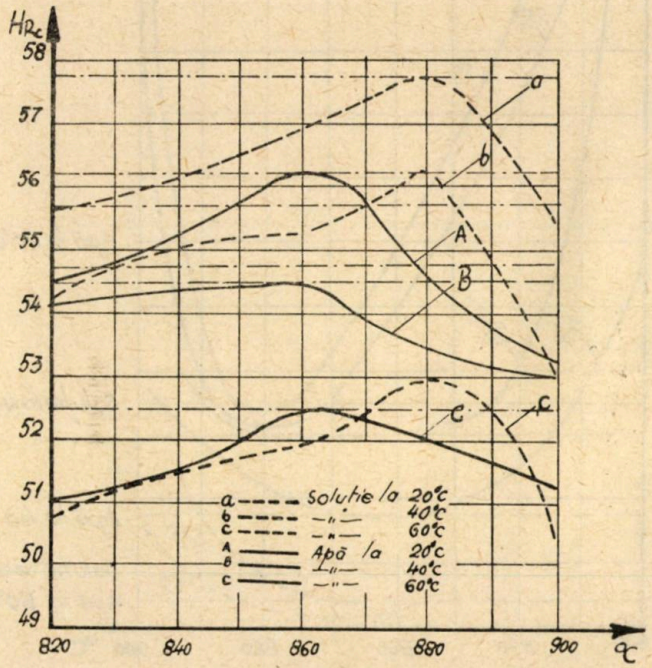


Fig. 2.

Prin folosirea mediilor de răcire la diferite temperaturi, au fost obţinute la călire, viteze diferite de răcire. Rezultatele permit trasarea unor curbe într-un sistem de axe — duritate — temperatură. Aceste curbe sînt reprezentate în fig. 2.

Cu ajutorul acestor curbe s-au obţinut curbele izodurimetrice (fig. 3), într-un sistem de axe viteză de răcire — temperatură de încălzire. Astfel se poate stabili domeniul periculos de călire pentru oţelul cu calitatea amintită, ţinîndu-se cont de natura şi de temperatura mediului de răcire.

O comportare similară, o prezintă în timpul răcirii pentru călire în medii ferbinţi şi un oţel cu conţinut ridicat în carbon. Pentru studiu s-a ales oţelul de scule OSC 12 cu compoziţia chimică conform STAS 1750-50:

C	Mn	Si max	P max	S max	S+P max
1,1—1,25	0,15—0,3	0,3	0,030	0,025	0,050

În fig. 4 este redată structura iniţială a acestui oţel care constă din perlită globulară.

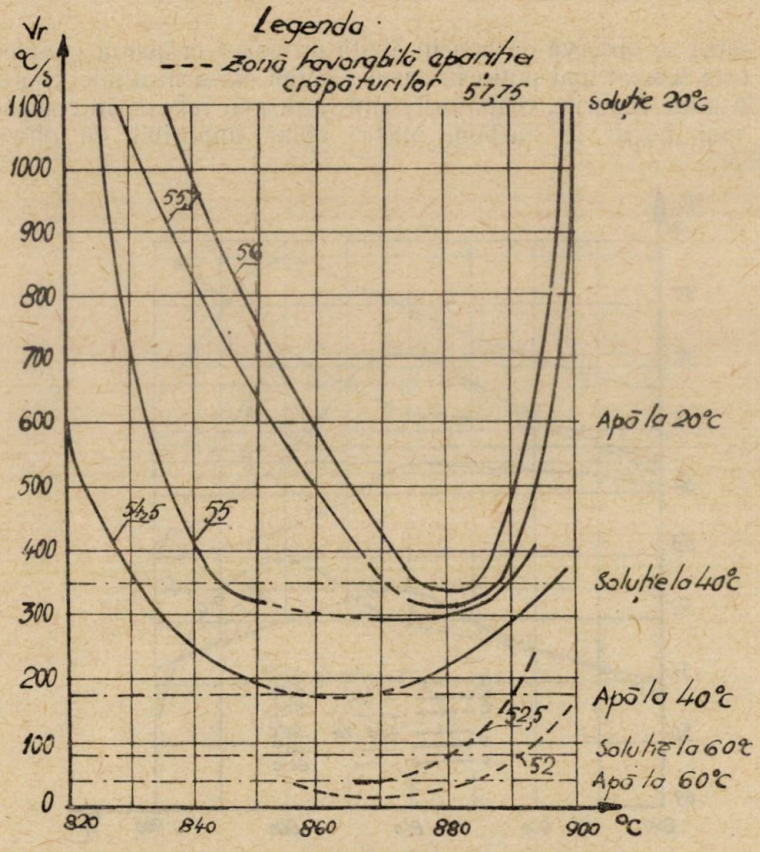

Legenda
--- Zona favorabilă apariției crăpăturilor
Vr °C/s
1100
1000
900
800
700
600
500
400
300
200
100
0
820
840
860
880
900 °C
57,75
soluție 20°C
57,5
56
Apă la 20°C
54,5
55
Soluție la 40°C
Apă la 40°C
52,5
Soluție la 60°C
52
Apă la 60°C

Fig. 3.

Fig. 4.

Încălzirea acestui oţel s-a făcut de asemenea în cinci trepte ale temperaturilor, începînd de la 740, pînă la 820 °C. S-au folosit aceleaşi medii de răcire, la aceleaşi temperaturi de încălzire.

Forma epruvetelor a fost aleasă de asemeni cu un canal de pană pentru favorizarea crăpăturilor.

Rezultatele măsurării durităţilor sînt trecute în tabelul 2.

Tabela 2

Rezultatele călirii oţelului OSC 12

Mediul de călire	Temp. de călire °C	Temp. mediului de răcire °C	Duritatea după călire HRC	Dacă au apărut crăpături	Mediul de călire	Temp. de călire °C	Temp. mediului de răcire °C	Duritatea după călire HRC	Dacă au apărut crăpături
Apă	740	20	65,5	nu	Soluţie 10 % ClNa	740	20	65,2	nu
		40	62,6	da			40	65	nu
		60	60	nu			60	64,7	nu
	760	20	67	nu		760	20	67,3	nu
		40	65,2	nu			40	66	nu
		60	65	da			60	65,5	da
	780	20	67,3	nu		780	20	68	nu
		40	66,2	da			40	67,5	nu
		60	64,75	nu			66	65,5	nu
	800	20	66	nu		800	20	66,1	nu
		40	65,5	da			40	65,3	nu
		60	64	da			60	64,3	da
	820	20	65,2	da		820	20	65,1	nu
		40	64,7	nu			40	64	da
		60	63,5	da			60	63	da

Se observă şi aici tendinţa de crăpare la oţelurile care s-au răcit în medii ferbinţi. Variaţa durităţii în funcţie de temperatura de încălzire a probelor şi în funcţia de natura şi de temperatura mediului de răcire, este redată în fig. 5.

Cu ajutorul acestor curbe s-au trasat pentru acest oţel curbele izodurimetrice care ne permit stabilirea unui regim optim de tratament termic. Curbele izodurimetrice sînt reprezentate în fig. 6.

Cauza apariţiei crăpăturilor la piesele răcite în medii fierbinţi, o explicăm în felul următor : Prin încălzirea apei are loc o deplasare a maximului vitezei de răcire spre temperaturi mai joase. Astfel conform datelor lui K. N. Sokolov, viteza de răcire are valoare maximă la temperatura de 500—550 °C dacă apa folosită are o temperatură de 20 °C.

Acest maxim al vitezei de răcire se deplasează spre valori mai joase în cazul răcirii în apa încălzită. Dacă apa are o temperatură de 60 °C, maximul vitezei de răcire este cuprins între 200—300 °C.

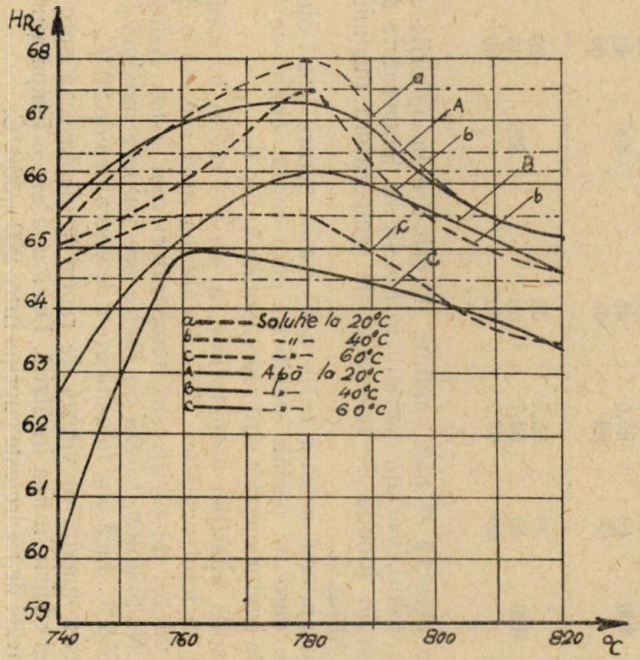

HRc
68
67
66
65
64
63
62
61
60
59
740
760
780
800
820
°C
a
A
b
B
b
c
C
a — Soluție la 20°C
b — " 40°C
c — " 60°C
A — Apă la 20°C
B — " 40°C
C — " 60°C

Fig. 5.

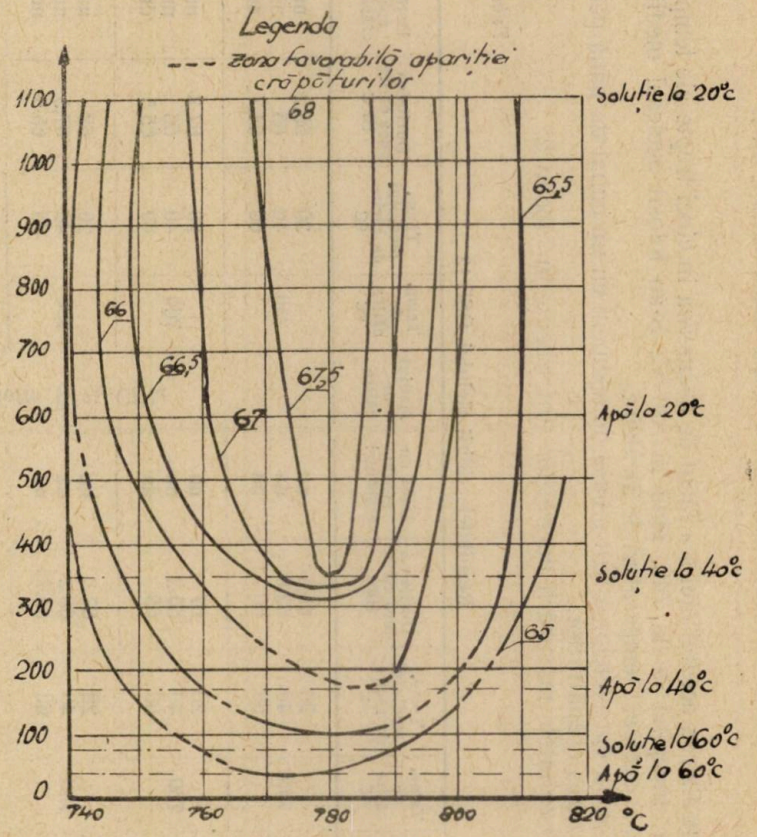

Legendă
--- zona favorabilă apariției crăpăturilor
1100
1000
900
800
700
600
500
400
300
200
100
0
740
760
780
800
820
°C
68
65,5
66
66,5
67,5
67
65
Soluție la 20°c
Apă la 20°c
Soluție la 40°c
Apă la 40°c
Soluție la 60°c
Apă la 60°c

Fig. 6.

Dar în acest domeniu de temperaturi are loc transformarea martensitică. În acest moment austenita este blocată de lamelele de martensită şi plasticitatea oţelului scade brusc [2].

Are loc o însumare a tensiunilor termice şi structurale care dau în acest caz o valoare apreciabilă a rezultantei ce conduce spre crăparea piesei. Fisura apare de regulă deci într-o structură care prezintă constituientul dur martensitic, aşa cum se observă şi în fig. 7.

Fig. 7.

CONCLUZII

1. Prezenta lucrare demonstrează că încălzirea apei şi a soluţiilor apoase, măresc tendinţa de formare a crăpăturilor.

2. Oţelurile cele mai susceptibile la apariţia fisurilor sînt oţelurile cu un conţinut mediu de carbon. Oţelul cu un conţinut redus în carbon, prezintă crăpături mai puţine şi abia vizibile. Aceasta se explică prin faptul că acest oţel are punctul martensitic mai sus decît temperatura la care viteza de răcire în apă încălzită prezintă valoarea sa maximă.

3. Cauza apariţiei crăpăturilor în medii ferbinţi, se explică prin deplasarea maximului vitezei de răcire în domeniul transformării martensitice.

4. Curbele izodurimetrice permit stabilirea regimului optim de călire pentru obţinerea unei anumite durităţi, evitînd în acelaşi timp apariţia crăpăturilor.

BIBLIOGRAFIE

1. A. P. Guliaev, *Metalurgie Fizică*. Ed. Teh. Bucureşti 1952.
2. K. N. Sokolov, *Utilajul tratamentelor termice, (utilajul auxiliar şi procesele de răcire)*. I.D.T. Bucureşti 1952.
3. A. P. Guliaev, *Tratamentul termic al oţelului* Ed. Teh. Bucureşti 1962.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ИЗОДЮРОМЕТРИЧЕСКИХ КРИВЫХ ОТЕЧЕСТВЕННЫХ СТАЛЕЙ OLC 35 и OSC 12

(РЕЗЮМЕ)

В работе построены изодюрометрические кривые отечественных сталей OLC 35 и OSC 12.

Для изучения вопроса насколько природа и температура охлаждающей среды влияют на свойства каленной стали, были выбраны различ-

ыне среды, которые нагревались до различных температур (20, 40 и 60°C).

На основании полученных результатов были построены изодюрометрические кривые, показывающие опасные области закалки. Особое предрасположение к растрескиванию показывают детали закаливающиеся в горячих средах.

DÉTERMINATION DES COURBES ISODURIMÉTRIQUES DES ACIERS INDIGÈNES OLC 35 ET OSC 12

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on a tracé les courbes isodurimétriques pour les aciers indigènes OLC 35 et OSC 12.

Afin de pouvoir étudier la manière dont la nature et la température du milieu de refroidissement influe sur les propriétés de l'acier trempé, on a choisi des milieux différents qui ont été chauffés à des températures différentes (20, 40 et 60 °C).

En se basant sur ces résultats, on a tracé les courbes isodurimétriques qui indiquent les domaines de trempe dangereuse. Une tendance plus grande vers la fissuration présentent les pièces trempées dans des milieux bouillants.

STUDIUL, REALIZAREA ŞI ETALONAREA UNUI APARAT DE MĂSURARE PNEUMATIC CU PALPATOR

DE

A. DREUCEAN

Lucrare comunicată la şedinţa din 28 aprilie 1963.

Este cunoscut faptul că, problema controlului pieselor fabricate în construcţia de maşini prezintă o importanţă deosebită.

Sînt cazuri, cînd timpul tehnologic de bază este mult mai mic decît timpul necesar pentru efectuarea controlului neautomatizat. Ca urmare a volumului mare de muncă necesar pentru controlul pieselor prelucrate, numărul controlorilor din unele întreprinderi reprezintă 20—30% din numărul muncitorilor productivi.

Ţinînd cont de acestea este evident că problema reducerii timpului necesar pentru control, prin mecanizarea şi în măsura în care este posibil prin automatizarea operaţiilor de control, este deosebit de importantă.

De asemenea pentru un număr din ce în ce mai mare de piese se impun toleranţe foarte strînse, care ajung la valori de ordinul micronilor.

Printre aparatele de precizie, folosite pentru controlul automat activ sau pasiv cît şi la controlul obişnuit executat în cadrul serviciului de control al întreprinderii, se utilizează şi aparatele pneumatice de măsurare care asigură o precizie înaltă şi stabilitate mare a indicaţiilor.

Ţinînd cont de cele de mai sus, ne-am propus să realizăm un aparat pneumatic de măsurare cu palpator, care să poată fi utilizat pentru măsurători relative de mare precizie şi care ulterior să poată fi adaptat la un dispozitiv de control automat a dimensiunilor, el constituind elementul de măsurare, respectiv generatorul de impulsuri primare.

Dintre tipurile de aparate pneumatice pentru măsurare am ales soluţia cu stabilizator de presiune hidraulic şi manometru cu apă, ca fiind soluţia cea mai simplă.

Ca orice aparat pneumatic de acest tip instalaţia este formată din stabilizatorul de presiune şi semnalizatorul (A) pe de o parte şi instrumentul de măsurare propriu-zis (B) pe de altă parte, fig. 1.

La încercările făcute am utilizat stabilizatorul de presiune construit cu ocazia executării lucrării trecută în bibliografie [1].

Aerul comprimat furnizat de un compresor, a fost trecut printr-un reductor de presiune cu membrană (de la un tub cu oxigen), cu ajutorul căruia presiunea a fost redusă la valori cu puţin peste presiunea de regim,

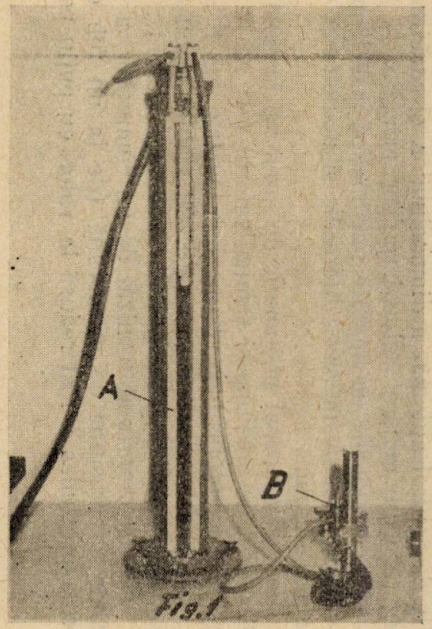


Fig. 1. Vedere de ansamblu a instalației de măsurare.

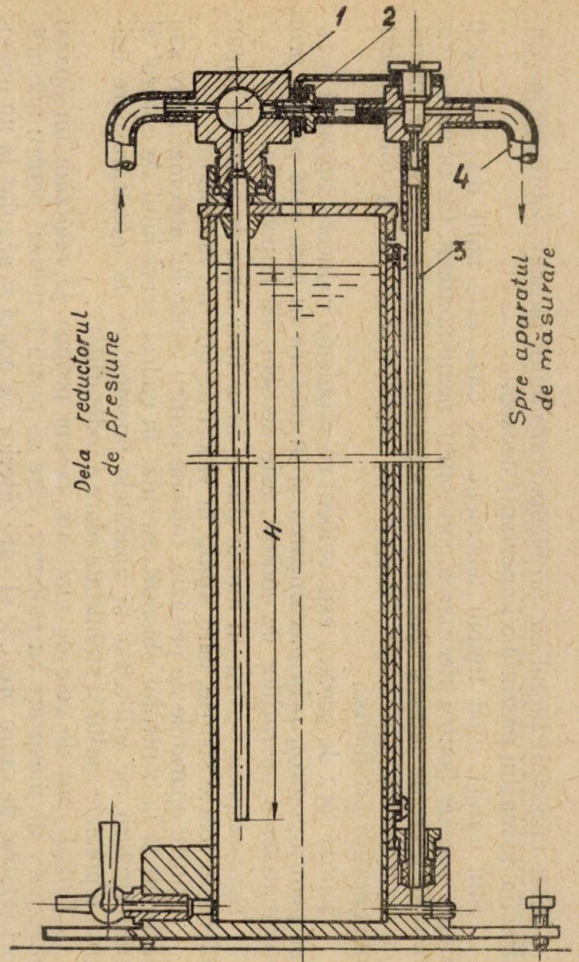


Fig. 2. Stabilizator de presiune și semnalizator.

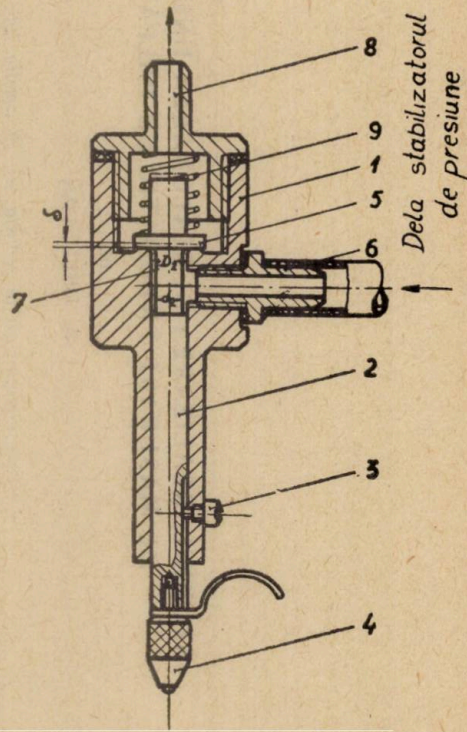


Fig. 3. Aparat pneumatic de măsurare cu palpator.

pe care am admis-o de 500 respectiv 700 mm. col. apă. De la reductor aerul a trecut în camera de presiune constantă (*1*) fig. 2 și de aici prin duza de intrare interschimbabilă (*2*) cu diametrul d_1 pe de o parte în tubul manometrului cu apă (*3*), iar pe de altă parte prin tubul de legătură (*4*) la instrumentul de măsurare propriu-zis, reprezentat în fig. 3. El este format din corpul aparatului (*1*) în care se mișcă tija (*2*) ghidată în corp printr-un canal de pană și știftul (*3*). La una din extremitățile tijei se înșurubează palpatorul (*4*), care poate avea diferite forme corespunzătoare suprafețelor ce se controlează, iar la cealaltă extremitate tija este prevăzută cu un umăr (*5*) care se așează peste scaunul corespunzător din corpul aparatului. Cele două suprafețe de contact trebuie să asigure etanșeitatea perfectă.

Aerul pătrunde în aparat prin conducta (*6*), trece prin spațiul inelar (*7*) dintre degajarea tijei și corpul aparatului, prin spațiul dintre umărul tijei și suprafața corespunzătoare din corpul aparatului și iese în atmosferă prin orificiul (*8*).

Forța de măsurare, se realizează cu ajutorul resortului (*9*) care a fost astfel dimensionat încît să permită modificarea forței de măsurare în limite de la 100—400gf. Evident că, lungimea cursei active fiind de ordinul sutimilor sau al zecimilor de milimetri, forța de măsurare rămîne practic constantă pe întregul domeniu de măsurare al aparatului.

Alegerea diametrilor duzelor de la intrare d_1 și de la ieșire D_2—d_2, (fig. 3), am făcut-o ținînd cont de rezultatele obținute prin calcul și experimental în lucrarea precedentă [1].

De sigur, am ținut seama de faptul că spre deosebire de cazul menționat, secțiunea duzei de ieșire nu este circulară ci o coroană circulară cu diametrul exterior D_2 și diametrul interior d_2. Astfel, avînd diametrul exterior D_2=6 mm, admis constructiv, am calculat diametrii d_2 în așa fel încît să obțin secțiuni de ieșire aproximativ echivalente cu secțiunilor duzelor de 0,5—3 mm diametru, de la lucrarea precedentă. În cadrul încercărilor efectuate, am utilizat diametrul duzelor de intrare de :

$$d_1 = 0{,}5\ ;\ 0{,}7\ ;\ 1{,}0\ ;\ 1{,}5 \text{ mm}$$

și pentru duzele de ieșire

$$\begin{aligned} D_2 - d_2 &= 6{,}00 - 5{,}94 = 0{,}06 \text{ mm}, \\ &= 6{,}00 - 5{,}91 = 0{,}09 \text{ mm}, \\ &= 6{,}00 - 5{,}85 = 0{,}15 \text{ mm}, \\ &= 6{,}00 - 5{,}81 = 0{,}19 \text{ mm}, \\ &= 6{,}00 - 5{,}75 = 0{,}25 \text{ mm}. \end{aligned}$$

La efectuarea măsurătorilor de etalonare am lucrat cu înălțimea coloanei de apă H=700 mm și H=500 mm și am utilizat cale plan-paralele de ordinul III de precizie. Măsurătorilor au fost efectuate în trepte de cîte zece microni începînd de la valoarea δ=0.

Rezultatele obținute sînt trecute în diagramele din fig. 4—10.

Fiecare punct din diagrame constituie valoarea medie a 8—10 măsurători. Este de remarcat faptul că în cazul măsurătorilor îngrijit efectuate, variația indicațiilor a fost foarte mică, de ordinul zecimilor de microni și nici într-un caz nu au depășit $\pm$ 0,5 μ.

In ceea ce privește raportul de amplificare acesta variază în funcție de diametrul duzelor și intervalul în care se fac măsurătorile, respectiv valoarea lui δ. Amplificare maximă s-a obținut cum era și normal, în cazul utilizării duzelor de intrare cu diametrul de 0,5 mm și al duzelor de ieșire avînd diametri de $D_2 - d_2 = 6{,}00 - 5{,}75 = 0{,}25$ mm.

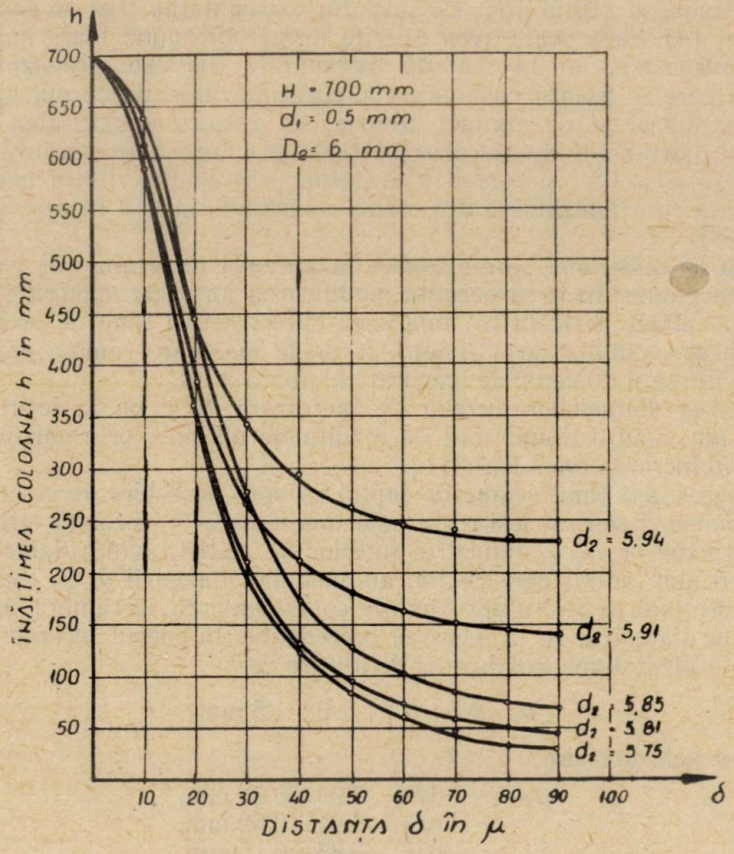


Fig. 4. Curbele experimentale $h = \varphi(\delta)$.

Din diagramele reprezentate în fig. 4—10 (și care evident s-ar putea completa și cu valori mai mici ale lui d_2) se pot alege perechile de duze și înălțimea coloanei H corespunzătoare domeniului de măsurare și preciziei cerute.

Pentru domenii de măsurare mici și precizie mare de ordinul micronilor, se recomandă utilizarea duzelor cu $d_1 = 0{,}5$ sau 0,7 mm; $d_2 = 5{,}75$ mm $H = 700$ mm, iar pentru toleranțe de ordinul sutimilor de milimetri se pot utiliza duzele cu $d_1 = 0{,}7$ sau 1 mm; $d_2 = 5{,}85$ mm sau 5,75 mm și $H = 700$ sau chiar 500 mm.

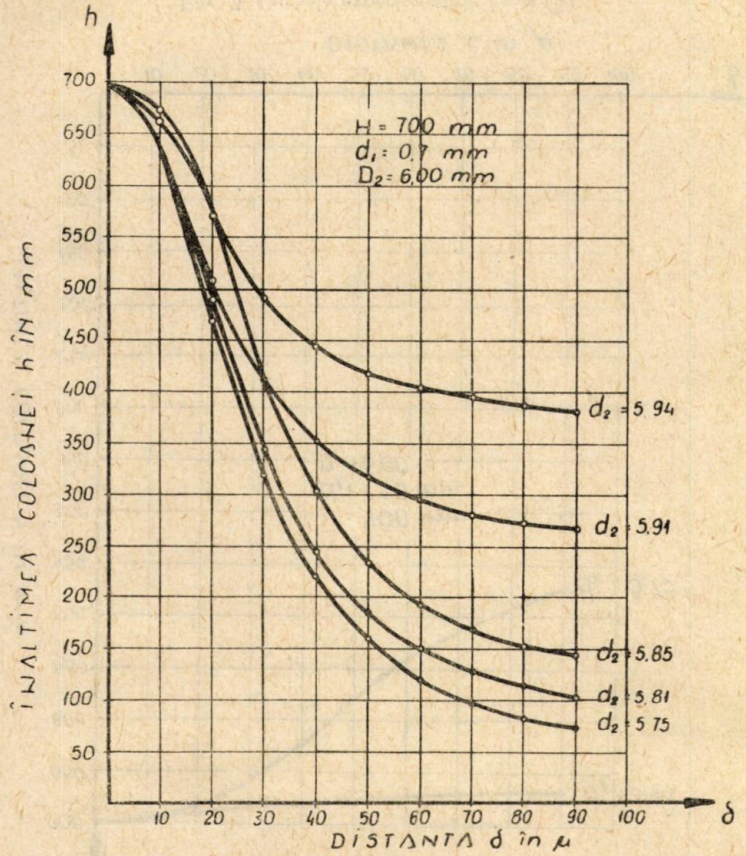


Fig. 5. Curbele experimentale $h=\varphi(\delta)$.

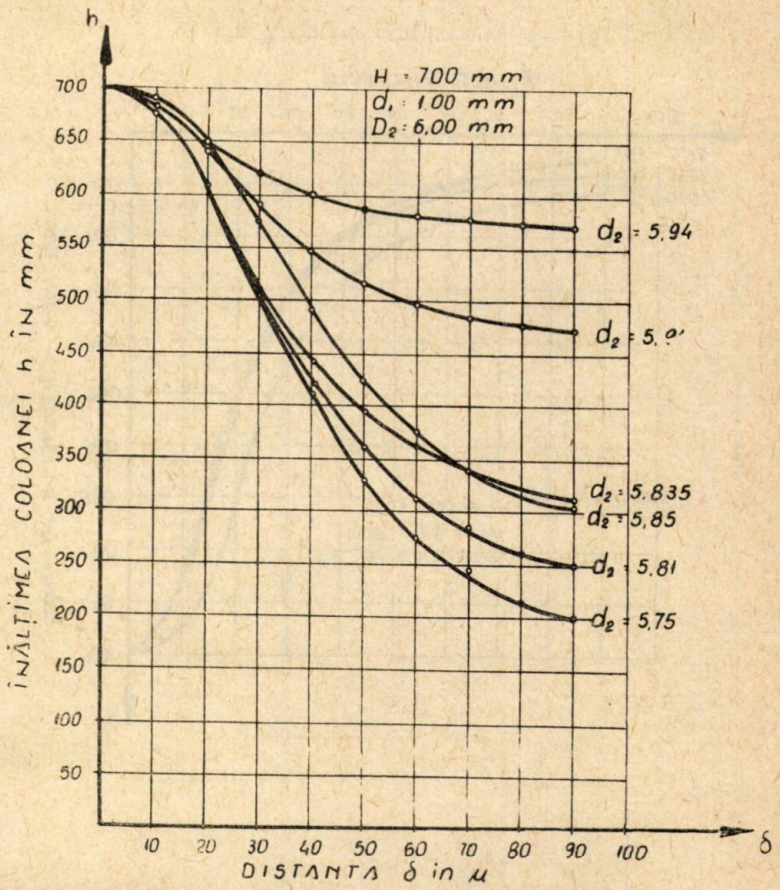


Fig. 6. Curbele experimentale $h=\varphi(\delta)$.

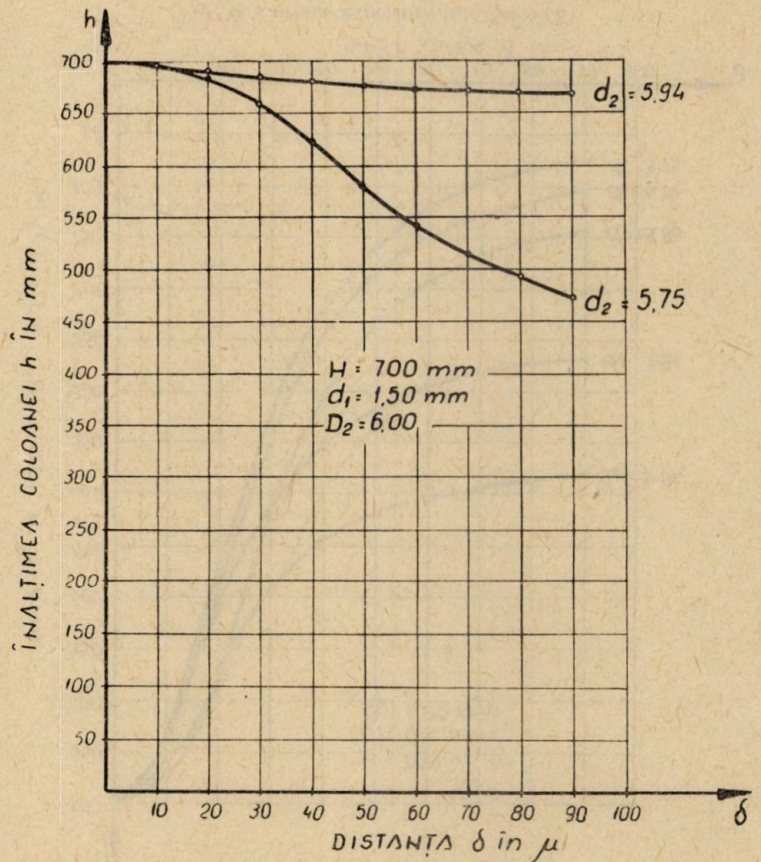


Fig. 7. Curbele experimentale $h=\varphi(\delta)$.

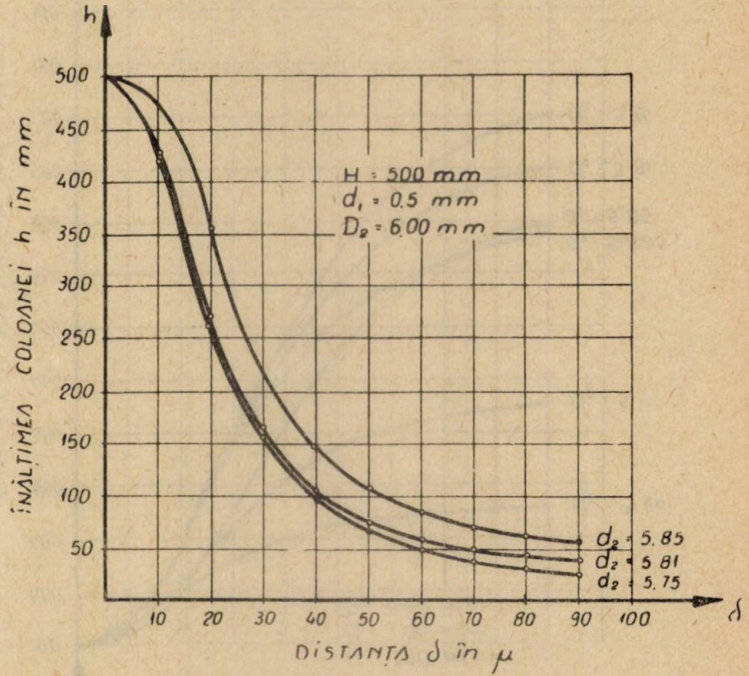


Fig. 8. Curbele experimentale $h=\varphi(\delta)$.

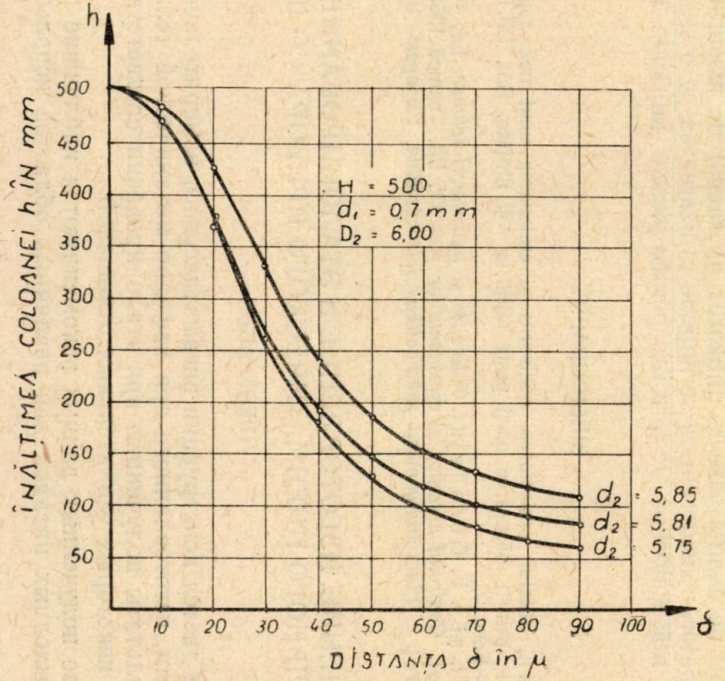


Fig. 9. Curbele experimentale $h=\varphi(\delta)$.

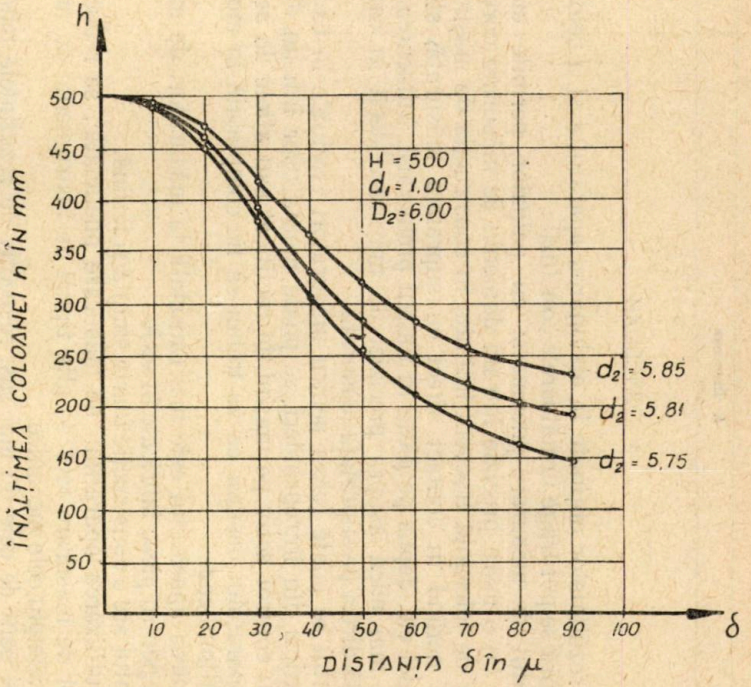


Fig. 10. Curbele experimentale $h=\varphi(\delta)$.

CONCLUZII

Pe baza rezultatelor obținute la etalonarea aparatului și a celor cunoscute în literatură se pot trage următoarele concluzii :

— Aparatul de măsurare pneumatic cu palpator, permite efectuarea măsurătorilor cu o mare precizie într-un domeniu de măsurare corespunzător cîmpurilor de toleranță frecvent întîlnite în construcția de mașini.

— Aerul nefiind în contact direct cu suprafața măsurată, stratul de emulsie sau ulei etc. depus pe piesă în timpul prelucrării, influențează într-o măsură mult mai mică asupra preciziei de măsurare decît în cazul cînd aerul se insuflă direct pe suprafața măsurată.

— Aparatul se poate folosi pentru măsurători efectuate în cadrul serviciilor de control din întreprinderi, se poate monta ușor într-un dispozitiv utilizat pentru control activ pe mașini de rectificat sau altele de acest gen. Construcția aparatului desigur că va trebui să fie completată în mod corespunzător în ultimul caz.

— Utilizarea aparatului este mai rațională la măsurători de mare precizie și numai pentru piese fabricate în serie.

— Aparatul are o construcție foarte simplă și ieftină.

— Prin utilizarea aparatului de măsurare pneumatic, se reduce considerabil timpul de măsurare față de alte tipuri de instrumente de măsurare, cum ar fi de exemplu cele mecanice.

— Ținînd cont de cele de mai sus, respectiv de rezultatele tehnico-economice deosebit de avantajoase la utilizarea aparatelor de măsurare pneumatice cu palpator, considerăm că se impune utilizarea sa pe o scară largă la efectuarea măsurătorilor de precizie pentru piesele fabricate în serie.

BIBLIOGRAFIE

1. A. Dreucean, Studiul, proiectarea, realizarea și etalonarea unui nou aparat pneumatic pentru măsurarea cotei peste dinți la roți dințate. Bul. I.P.T. Tom. 6, (20) Fasc. 2.
2. G. A. Aparin și I. E. Gorodețki, *Toleranțe și măsurători tehnice*, Ed. Tehn. 1956.
3. L. M. Maizel, *Controlul automat al dimensiunilor pieselor*. Ed. Tehnică 1962.
4. Stekl György, *Elacsonynyomású pneumatikus jelzökészülék*, Budapest, 1959.

ИЗУЧЕНИЕ, ИЗГОТОВЛЕНИЕ И ЭТАЛОНИРОВАНИЕ ИЗМЕРИТЕЛЬНОГО ПНЕВМАТИЧЕСКОГО ПРИБОРА СО ЩУПОМ

(РЕЗЮМЕ)

В работе дается конструкция пневматического измерительного прибора со щупом, изготовленного при кафедре механической технологии, а также результаты полученные при эталонировании соответствующего прибора для некоторых усилительных отношений.

На основе полученных данных рекомендуются найлучшие размеры входных и выходных насадок для различных областей использования.

Имея в виду технико-экономические преимущества, рекомендуется его применение в широком масштабе, при точном измерении в серийном производстве.

ÉTUDE, RÉALISATION ET ÉTALONNAGE D'UN APPAREIL DE MESURE PNEUMATIQUE À PALPEUR

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on donne la construction d'un appareil pneumatique de mesure à palpeur réalisé dans le cadre de la Chaire de Technologie mécanique, ainsi que les résultats obtenus lors de l'étalonnage de l'appareil en question, pour plusieurs rapports d'amplification.

Vu les résultats obtenus, on fait des recommandations relativement aux dimensions optimum des orifices des tuyères d'entrée et de sortie pour différents domaines d'utilisation.

En tenant compte des avantages techno-économiques de l'appareil, on recommande son utilisation sur une large échelle afin d'effecteur les mesures de précision pour la production en série.

INFLUENȚA TEMPERATURII DE ÎNCĂLZIRE ȘI A TIMPULUI DE MENȚINERE ASUPRA VALORILOR COEFICIENȚILOR DE DILATARE TERMICĂ LINIARĂ A ALIAJELOR COMPLEXE DE ALUMINIU PENTRU PISTOANE

DE

DREUCEAN A., BAGIU L. și SPOREA I.

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

Tendința treptată de anihilare a efectelor dobîndite prin tratamentul termic de durificare dispersă în timpul încălzirii aliajelor complexe de aluminiu folosite pentru pistoanele motoarelor cu combustie internă, a fost dovedită de către colectivul nostru prin studiul variației durității în funcție de temperatura la încălzire continuă și în funcție de timpul de menținere la temperatura de 325 °C [1]).

În lucrarea de față ne propunem a studia prin analiza dilatometrică două aspecte privitoare la transformările structurale care au loc în aliajele de aluminiu utilizate la confecționarea pistoanelor. Și anume am urmărit în primul rînd să determinăm prin metoda mai sus amintită, variațiile volumetrice ca prin aceasta să înterpretăm sub aspect cantitativ și calitativ transformările de fază ce au loc în anumite condițiuni de încălzire și menținere, pentru aliajele considerate. Aceasta ca o confirmare a variațiilor proprietăților mecanice arătate în lucrarea anterioară. În al doilea rînd în această lucrare au fost determinați coeficienții de dilatare termică liniară a aliajelor considerate. Aceasta pentru a determina variația jocului de exploatare a ajustajului termic, în timpul funcționării motorului.

Aliajele studiate sînt în număr de cinci (tipul A, B, C, D, E). Compoziția chimică a acestor aliaje este dată în tabela 1.

Analiza dilatometrică a fost efectuată cu dilatometrul universal, prin metoda directă, obținîndu-se curbele de variație: temperatură-dilatare. Amplificarea a fost aleasă astfel încît curbele au fost trasate cu o variație a dilatărilor (în ordonată) la o scară de 75,5 mm pentru 0,1 mm, variație de lungime a probei. Rezultă de aici o sensibilitate la măsurare.

$$K = \frac{75{,}5}{0{,}1} = 755$$

Temperatura de încălzire a fost realizată în sistemul de încălzire a dilatometrului cu o viteză mică, valorile de temperatură fiind marcate din 10

[1]) Dreuceanu A., Bagiu L., Sporea I. — Cu privire la influența tratamentelor termice asupra comportării unor aliaje de pistoane la temperatura de funcționare.

în 10 °C. Menţinerea la temperatura de 325 °C, s-a făcut cu variaţii de ± 2 °C. La fiecare tip de aliaj s-a studiat proba recoaptă, tratată termic artificial şi netratată. Tratamentele termice au fost efectuate la fiecare aliaj conform datelor obţinute prin încercări făcute în scopul alegerii celui mai adecuat tratament termic [1]).

Curbele dilatometrice sînt reprezentate în fig. 1.

In diagramele din fig. 1 se observă alungirea în funcţie de temperatură pînă la 325 °C, la care s-a făcut o menţinere pînă la stabilizarea dimensiunilor. Curbele *1* corespund aliajelor recoapte, curbele *2* aliajelor tratate termic prin durificare dispersă artificială şi curbele *3* corespund aliajelor netratate.

La curbele *1* trasate pentru probele recoapte, se observă că alungirea nu este proporţională cu temperatura. Şi anume, intervalele temperaturilor joase marchează o alungire mai mică faţă de cele la temperaturi apropiate de 325 °C. Aceasta se explică prin aceea că, în timpul încălzirii continue, în probele recoapte intervine dizolvarea în aluminiu a constituenţilor solubili, dizolvare, care intervine conform creşterii limitei de solubilitate a soluţiei solide de componenţi de aliere în aluminiu. Aceasta se face cu creştere de volum, fapt confirmat şi de curba dilatometrică diferenţială.

La curbele *2* şi *3*, în timpul menţinerii la temperatura de 325 °C, prezenţa în transformare a fenomenului de separare, se traduce dilatometric prin scădere de volum, prezentîndu-se ca un fenomen de efect contrar cu cel de dizolvare. Această variaţie, este marcată în mod firesc, deoarece curbele *2* sînt proprii aliajelor tratate termic prin durificare dispersă, iar cele notate cu *3*, sînt proprii aliajelor netratate. Aici intervin următoarele fenomene :

La aliajele supuse tratamentului termic de durificare dispersă, călirea din domeniul soluţiei solide, a creat prin răcire bruscă, menţinerea în soluţie şi la temperatura ambiantă a constituenţilor dizolvaţi, obţinîndu-se o soluţie solidă suprasaturată. Aceasta supusă tratamentului termic de durificare dispersă, a obţinut doar efectul de distorsiune a reţelei cristaline, separarea neavînd loc, ea fiind situată în preajma etapei de separare a amestecului fin dispersoid. La trasarea curbelor dilatometrice, temperatura de încălzire de 325 °C, se dovedeşte a fi determinantă pentru efectul de separare care la menţinere la această temperatură, marchează scăderea de volum.

Aceleaşi transformări într-o proporţie mult mai redusă, au loc şi în cadrul probelor netratate care după cum reiese şi din lucrarea anterioară privitoare la variaţia durităţii în timp, după turnare, obţin o oarecare dizolvare prin răcirea în cochilă.

Aceste interpretări calitative precum şi cele cantitative conduc la concluzii clare în ceea ce priveşte instabilitatea proprietăţilor studiate în baza transformărilor volumetrice (deci structurale) la aliajele tratate termic care prezintă sub aspect cantitativ, transformările cele mai evidente.

Valorile caracteristicilor curbelor dilatometrice, sînt trecute în tabela 1.

[1]) Dreuceanu A., Bagiu L., Sporea I., Simion T., Formite T., Cercetări teoretice şi experimentale cu privire la înlocuirea aliajelor pentru pistoanele motoarelor cu comb. internă.

Fig. 1. Curbele dilatometrice de variație a lungimii l în funcție de temperatura la încălzire continuă pînă la 325 °C, cu menținere pînă la stabilizare, pentru aliajele de tip A, B, C, D, E.

Tabela 1

Compoziția și valorile coeficienților dedilatare termică liniară

Nr. crt	Seria	Nr. probă	Compoziția chimică								Tratament termic aplicat	Lung. probă dilatometru, mm	Temperatura de încălzire, °C	Δl mm	α_i; α_f 1/°C	Temperatura de încălz. la menținere	Timpul de menț. până la stab. dimens. min.	Contracția		Δl după stabilizare mm	α_i; α_f după stabilizare 1/°C	α_i; α_f 1/°C
			Si	Cu	Mn	Ni	Mg	Fe	P	Al								$-\Delta l$ mm	$-\Delta l$ %			
1		36									Recoacere	50	325	0,3575	$23,44\times10^{-6}$	325	—	—	—	—	—	—
2	A	36	0,56	4,220	—	2,00	1,500	0,23	—		Imb. artif.	50	525	0,3775	$24,75\times10^{-6}$	325	360	0,0238	6,31	0,3537	$23,19\times10^{-6}$	$1,56\times10^{-6}$
3		36									Netratat	50	325	0,3580	$23,45\times10^{-6}$	325	90	0,0112	3,13	0,3468	$22,74\times10^{-6}$	$0,71\times10^{-6}$
4		33									Recoacere	50	325	0,3552	$23,29\times10^{-6}$	325	—	—	—	—	—	—
5	B	33	5,75	5,910	0,260	0,28	0,470	0,25	0,03		Imb. artif.	50	325	0,3748	$24,57\times10^{-6}$	325	240	0,0179	4,77	0,3569	$23,40\times10^{-6}$	$1,17\times10^{-6}$
6		33									Netratat	50	325	0,3750	$24,59\times10^{-6}$	325	35	0,0089	2,37	0,3661	$24,00\times10^{-6}$	$0,58\times10^{-6}$
7		20									Recoacere	50	325	0,3327	$21,8\times10^{-6}$	325	—	—	—	—	—	—
8	C	20	12,25	0,885	0,832	—	0,893	0,29	0,03	Rest.	Imb. artif.	50	325	0,3520	$23,08\times10^{-6}$	325	200	0,0126	3,58	0,3394	$22,25\times10^{-6}$	$0,83\times10^{-6}$
9		20									Netratat	50	325	0,3475	$22,78\times10^{-6}$	325	200	0,0036	—	0,3439	$22,55\times10^{-6}$	$0,23\times10^{-6}$
10		24									Recoacere	50	325	0,3600	$23,6\times10^{-6}$	325	—	—	—	—	—	—
11	D	24	6,50	3,000	0,300	—	0,500	—	—		Imb. artif.	50	325	0,3750	$24,59\times10^{-6}$	325	180	0,0125	3,33	0,3625	$23,11\times10^{-6}$	$1,48\times10^{-6}$
12		24									Netratat	50	325	0,3725	$24,42\times10^{-6}$	325	120	0,0110	—	0,3615	$23,7\times10^{-6}$	$0,72\times10^{-6}$
13		25									Recoacere	50	325	0,3600	$23,6\times10^{-6}$	325	—	—	—	—	—	—
14	E	25	5,75	4,500	0,265	—	0,475	0,25	—		Imb. artif.	50	325	0,3730	$24,45\times10^{-6}$	325	210	0,0127	2,95	0,3603	$23,69\times10^{-6}$	$0,76\times10^{-6}$
15		25									Netratat	50	325	0,3740	$24,52\times10^{-6}$	325	120	0,0089	2,40	0,3650	$23,93\times10^{-6}$	$0,59\times10^{-6}$

Valorile comparative ale coeficienților de dilatare termică liniară, sînt trecute în diagramele din fig. 2. Porțiunile haşurate se referă la valorile dobîndite după transformare.

În fig. 3 sînt reprezentate datele comparative ale valorilor de diferență dintre α_i (coeficientul de dilatare, inițial considerat pentru o încălzire continuă pînă la 325 °C) și α_f (coeficientul de dilatare final, considerat după menținerea pînă la stabilitate dimensională).

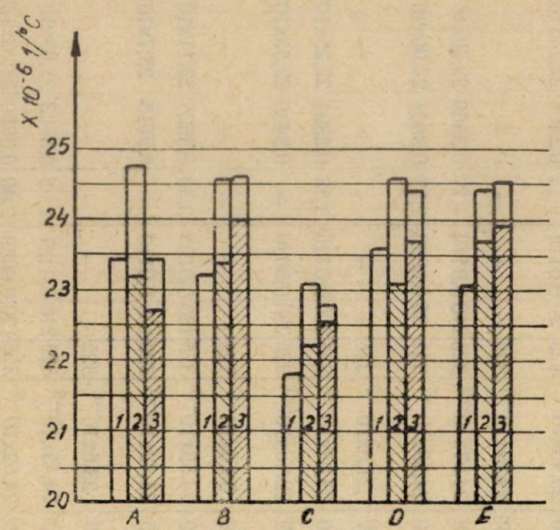


Fig. 2. Valorile coeficienților de dilatare termică liniară, pentru aliajele studiate : 1. recopt, 2. tratat termic artificial, 3. netratat.

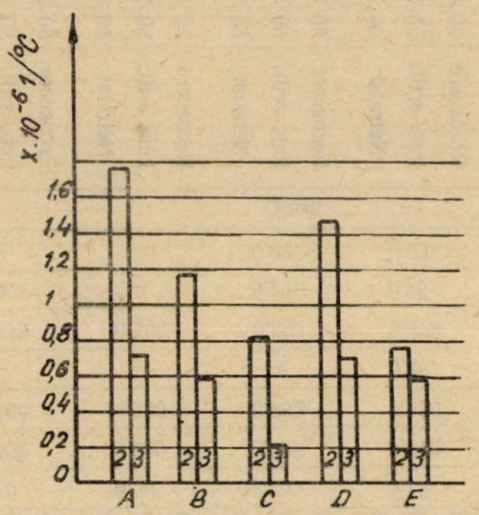


Fig. 3. Diagramele diferențelor valorilor coeficienților de dilatare termică liniară (valori inițiale și valori după menținere).

Din cele de mai sus, se observă următoarele : La aliajele tratate termic, coeficienții de dilatare sînt mai mari decît la cele recoapte și a celor netratate (excepție face aliajul tip E). Aici trebuieşte făcută precizarea că, practic valorile coeficienților de dilatare nu se pot trasa decît, admițînd faptul că chiar la prima încălzire intervin de la o anumită temperatură transformări de separare care au ca efect o reducere a volumului, obținîndu-se astfel curba rezultantă a efectelor de variație volumetrică termică (de creştere) și structurală (de scădere). Cu alte cuvinte chiar la prima încălzire pînă la 325 °C aliajele tratate suferă o scădere treptată a coeficientului de dilatare.

În timpul menținerii la 325 °C se marchează o scădere a valorilor coeficienților de dilatare, fig. 3. Aliajele tratate termic prezintă, față de cele netratate, o scădere substanțială. Aceasta se prezintă ca un dezavantaj evident deoarece calculul ajustajului termic se face ținînd cont de coeficientul de dilatare pentru aliajul tratat termic, coeficient care în timpul funcționării,

prezintă o scădere treptată a valorii sale. Aceasta determină un efect practic de mărire a jocului de exploatare. Comparativ cu aceasta, aliajele netratate prezintă variații neesențiale a coeficientului de dilatare în timpul funcționării.

CONCLUZII

Analiza dilatometrică arată instabilitatea dimensională (deci structurală de unde și a proprietăților) a aliajelor tratate termic prin durificare dispersă. Ținînd cont de tendința evidentă de anulure a proprietăților dobîndite prin tratament, se confirmă valabilitatea poziției pe care a adaptat-o colectivul nostru în lucrarea anterioară [1]) de a declara ca inutil tratamentul termic. Sub aspectul variațiilor de volum se poate conclude că tratamentul termic este nu numai inutil, ci chiar dezavantajos, ducînd la creșterea jocului termic.

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НАГРЕВА И ВЫДЕРЖКИ НА КОЭФФИЦИЕНТ ТЕПЛОВОГО ЛИНЕЙНОГО РАСШИРЕНИЯ СЛОЖНЫХ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ ДЛЯ ПОРШНЕЙ

(РЕЗЮМЕ)

Рассматривается изменение коэффициента теплового линейного расширения некоторых алюминиевых сплавов.

Выявляется разность значений коэффициента расширения в зависимости от вида сплава, термической обработки, нагрева и времени выдержки.

Целью работы является определение нестойкости выявленых свойств при структурных преобразованиях, следовательно и при нагреве в условиях сходных с эксплуатационными — с одной стороны, и, установление основных элементов для расчета термических преобразований — с другой.

INFLUENCE DE LA TEMPÉRATURE DE CHAUFFE ET DU TEMPS DE MAINTIEN SUR LA VALEUR DES COEFFICIENTS DE DILATATION THERMIQUE LINÉAIRE DES ALLIAGES COMPLEXES D'ALUMINIUM POUR PISTONS

(RÉSUMÉ)

Ce travail comporte l'étude de la variation du coefficient de dilatation thermique linéaire de certains alliages d'aluminium.

---

[1]) Dreuceanu A., Bagiu L., Sporea I., Cu privire la influența tratamentelor termice asupra comportării unor aliaje de pistoane la temperatura de funcționare.

On y met en relief la différence entre les valeurs du coefficient de dilatation de la nature de l'alliage, du traitement thermique, de la température de chauffe et du temps de maintien.

On procède ainsi d'une part pour mettre en évidence l'instabilité des propriétés marquées par les transformations structurelles et par conséquent volumétriques, lors du chauffage et du maintien des alliages à des températures similaires à celle de l'exploitation et d'autre part en vue de l'établissement des éléments de base pour la calcul du jeu thermique.

STUDIUL EXPERIMENTAL AL INFLUENȚEI MATERIALELOR ȘI A TEHNOLOGIEI ASUPRA DURABILITĂȚII UNOR CURELE TRAPEZOIDALE EXPERIMENTALE

DE

B. HOROVITZ

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

INTRODUCERE

Într-o comunicare anterioară [1] s-au prezentat rezultatele încercărilor la durabilitate efectuate asupra curelelor trapezoidale, fabricate la Combinatul de cauciuc Jilava. Încercările au permis să se tragă o serie de concluzii privind caracteristicile de durabilitate și reologice ale curelelor trapezoidale de fabricație indigenă. Astfel, s-au putut stabili următoarele concluzii:

— tehnologia de fabricație a curelelor trapezoidale prezintă defecțiuni din punct de vedere tehnologic;

— curelele prezintă caracteristici reologice necorespunzătoare, avînd o deformație plastică continuă, chiar la încărcări mici de ordinul celor din exploatare.

Aceste prime încercări au ridicat o serie de probleme noi legate în primul rînd de îmbunătățirea tehnologiei de fabricație a curelelor și de cercetarea influenței materialelor, a tehnologiei, a calității canalelor de curea din șaibe, a diametrului șaibelor și a vitezei curelei asupra durabilității.

INFLUENȚA DEBAVURĂRII

Una dintre principalele defecțiuni ale procesului tehnologic de fabricație a curelelor la Combinatul de cauciuc Jilava o reprezintă procedeul de debavurare. S-a constatat experimental că ruperea curelei pornește totdeauna tocmai din zonele de debavurare. Pentru a studia influența debavurării asupra durabilității s-au încercat o serie de curele nedebavurate, în paralel cu curelele din același lot, debavurate. Rezultatele încercărilor sînt reprezentate în figura 1.

Din figură se vede că prin evitarea debavurării se obține o creștere a durabilității. De exemplu pentru $\sigma_0 = 25$ kgf/cm² durabilitatea a crescut de la $5{,}15 \cdot 10^6$ cicluri la $8 \cdot 10^6$ cicluri, adică cu 55%. Încercările s-au efectuat în aceleași condiții pentru ambele tipuri de curele ($17 \times 11 \times 1\,400$) și anume:

Diametrul șaibelor	$D = 165$ mm
Turația	$n = 1\,400$ rot/min.
Viteza	$v = 12{,}1$ m/s
Numărul de treceri ale curelei pe secundă	$u = 17$ treceri/s

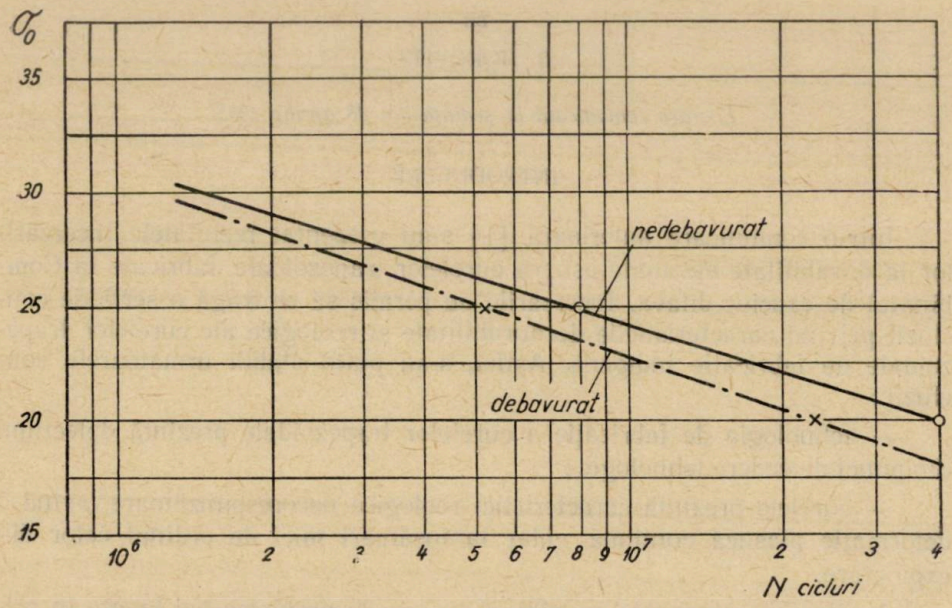


Fig. 1. Influența debavurării asupra durabilității curelelor trapezoidale.

INFLUENȚA DIAMETRULUI ȘAIBEI ASUPRA DURABILITĂȚII

Pentru studiul influenței diametrului șaibei asupra durabilității s-au efectuat încercări pe curele $17 \times 11 \times 2\,240$ cu inserție de viscoză în următoarele condiții:

Diametrele șaibelor	$D = 180$ mm și $D = 165$ mm
Turația	$n = 2\,160$ rot/min.
Viteza curelei	$v = 18{,}7$ m/s
Numărul de treceri ale curelei	$u = 17$ treceri/s

Rezultatele încercărilor sînt prezentate în figura 2.

Din figură se vede că prin înlocuirea șaibelor de ϕ 180 cu șaibe de ϕ 165, durabilitatea a scăzut în medie aproximativ de 3 ori. Rezultatele obținute sînt în concordanță cu STAS 1164 care recomandă pentru curele 17×11 utilizarea de șaibe de diametre peste ϕ 180 mm.

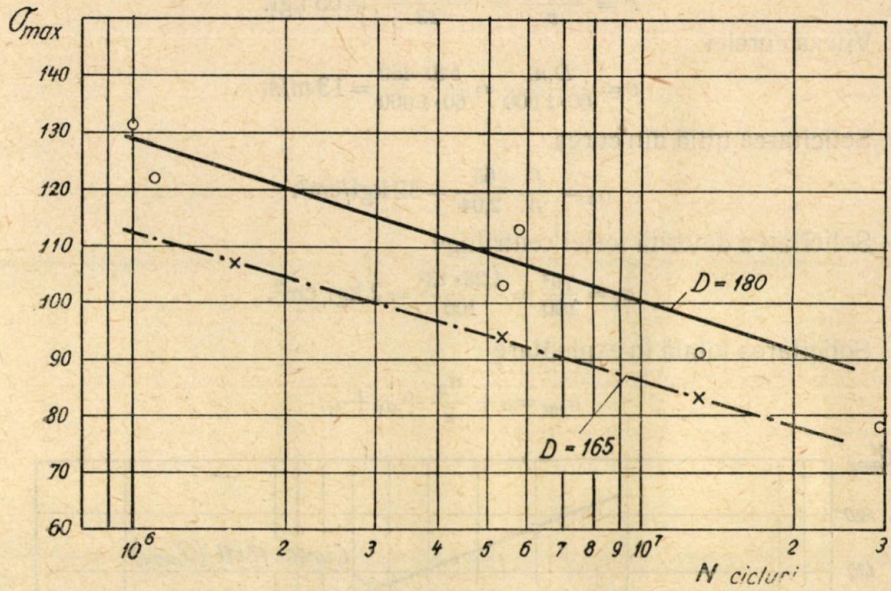


Fig. 2. Influența diametrului șaibei asupra durabilității curelelor trapezoidale.

STUDIUL CURELELOR TRAPEZOIDALE DE PROFIL SPECIAL

În ultimii ani s-a accentuat tendința de reducere a gabaritului și a greutății mașinilor fabricate în țara noastră, ceea ce a impus și reducerea gabaritului transmisiilor cu curele trapezoidale.

Astfel s-a pus problema echipării combinelor de siloz proiectate și executate în țară cu curele avînd capacitatea portantă mărită, pe o curea revenind o putere de 11,25 CP la o viteză periferică de 13 m/s ($P=45$ CP ; $z=4$ curele ; $n_1=540$ rot/min ; $n_2=1\,550$ rot/min ; $D_1=460$ mm ; $D_2=160$ mm).

Utilizînd curele tip C (22×14), ar fi fost necesar conform STAS 1163-60 un număr de 12 curele, confecționate pe baza vechii tehnologii.

Pentru a putea realiza transmisia cu 4 curele, trebuia trecut la un nou tip de curea și la o nouă tehnologie.

Primul pas l-a constituit utilizarea de curele de înălțime mărită, de secțiune 18×16 în loc de 22×14. Acestea au o capacitate portantă mai mare, la aceeași secțiune, datorită creșterii suprafeței de aderență dintre curea și canalul din șaibe. Supunînd însă la încercări de durabilitate curelele 18×16×2 200 ($A=2$ cm^2) de fabricație Jilava, executate pe baza vechii tehnologii la o solicitare corespunzătoare celei din exploatare ($\sigma_{inc}=30$ kgf/cm^2) durabilitatea curelelor nu a depășit 5 ore.

Solicitarea de încercare s-a determinat pe baza următoarelor considerente :

Forța periferică pe o curea

$$F = \frac{75 \cdot P_1}{v} = \frac{75 \cdot 11{,}25}{13} = 65 \text{ kgf.}$$

Viteza curelei

$$v = \frac{D_1 n_1}{60 \cdot 1\,000} = \frac{540 \cdot 460}{60 \cdot 1\,000} = 13 \text{ m/s.}$$

Solicitarea utilă din curea

$$\sigma_u = \frac{F}{A} \frac{65}{2{,}04} = 32 \text{ kgf/cm}^2.$$

Solicitarea datorită forței centrifuge

$$\sigma_v = \frac{\gamma v^2}{100} = \frac{1{,}28 \cdot 13^2}{100} = 2 \text{ kgf/cm}^2.$$

Solicitarea totală în exploatare

$$\sigma_{tut} = \sigma + \frac{\sigma_u}{2} + \sigma_v + \sigma_i.$$

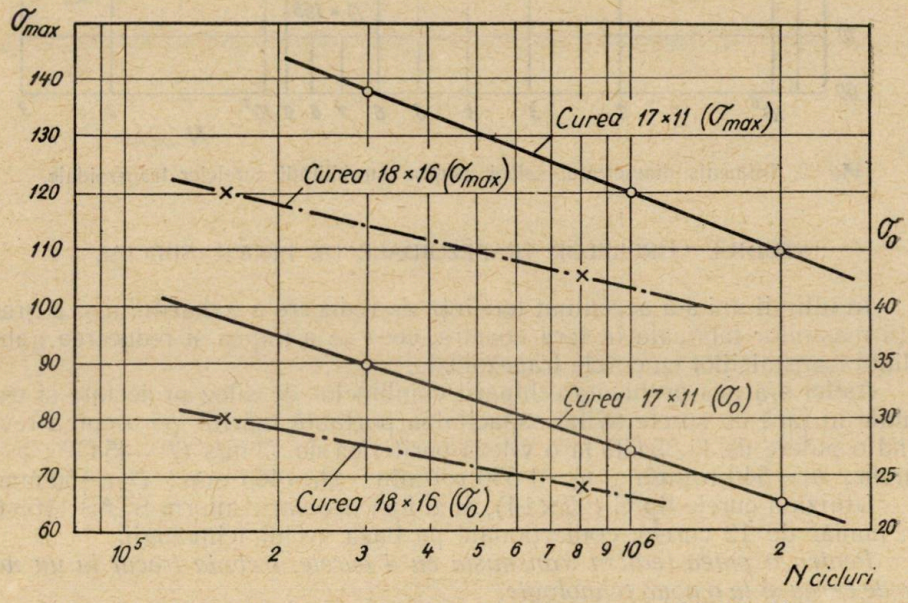


Fig. 3. Durabilitatea curelelor 18×16 în raport cu curelele 17×11.

Încercările s-au executat pe șaibe de dimensiuni egale cu cele din exploatare. Admițînd o tensiune inițială normală ($\sigma_0 = 12$ kgf · cm^2) rezultă o solicitare de încercare.

$$\sigma_{inc} = \sigma_0 + \frac{\sigma_u}{2} + \sigma_v = 12 + 16 + 2 = 30 \text{ kgf/cm}^2.$$

În figura 3 este indicată diagrama de durabilitate a acestor curele pentru un diametru de șaiba ϕ 145 în funcție de σ_{max}. ($\sigma_{max}=\sigma_0+\sigma_v+\sigma_i$) și σ_0. Se constată o scădere a rezistenței la oboseală chiar față de curelele Jilava 17×11. De exemplu pentru $\sigma_{max}=120$ kgf/cm², curelele 17×11 au prezentat o durabilitate de $2 \cdot 10^6$ cicluri, în timp ce durabilitatea curelelor 18×16 la aceeași solicitare a fost numai $1{,}5 \cdot 10^5$ cicluri. Aceasta se explică prin creșterea solicitării la încovoiere datorită creșterii raportului $\frac{h}{D}$ (prin creșterea înălțimii secțiunii curelei).

În această situație trebuiau găsite căi noi pentru o îmbunătățire substanțială a durabilității curelelor. Problema a fost luată în studiu de către Institutul de cercetări pentru piele și cauciuc care a executat o serie de variante de curele prin utilizarea de diferite inserții, ca : poliamide, poliamide cu neopren, terilenă, viscoză ; prin folosirea de diferite materiale pentru înveliș, prin modificarea tehnologiei de fabricație (confecție pe șaibă sau pe tambur) și prin introducerea inserției sub formă de șnur în loc de rețea.

Prin așezarea șnurului în zona neutră a curelei, acesta nu este supus la solicitări de întindere datorită înfășurării curelei pe șaibe, ceea ce are ca urmare creșterea durabilității curelei.

INFLUENȚA AȘEZARII CORECTE A INSERȚIEI ASUPRA DURABILITĂȚII

Așezarea corectă a inserției, fie că este țesătură sau șnur este foarte importantă, căci influențează în mod hotărîtor asupra durabilității curelelor. Aceasta s-a confirmat cu ocazia încercării curelelor de transmisie pentru mașinile de spălat rufe Alba Lux.

Cu toate că rezistența de rupere a acestor curele este mare ($\sigma_r = 470$ kgf/cm²) la o încărcare de 12 kgf/cm², corespunzător celei din exploatare, durabilitatea curelei nu a depășit 55 ore.

Explicația acestei durabilități scăzute la o încărcare care reprezintă a patruzecea parte din rezistența la rupere se explică printr-o utilizare nerațională a cordului, care acoperă întreaga secțiune a curelei. Aceasta a dus la rigidizarea curelei și la creșterea solicitărilor de încovoiere din curea, la înfășurarea ei pe șaibă. Printr-o reducere a cantității de cord utilizate și deci printr-o ieftinire a curelei, durabilitatea ei poate fi mărită de cîteva ori. Desigur și aici pentru a se asigura o creștere mai importantă a durabilității va trebui înlocuit cordul de bumbac cu cord de relon, de exemplu.

INFLUENȚA CONFECȚIEI ȘI A MATERIALELOR ASUPRA DURABILITĂȚII CURELELOR

Pentru a stabili influența materialului folosit ca inserție asupra durabilității s-au încercat curele cu inserție de cord de viscoză, comparativ cu curele cu inserție de cord de bumbac. În [1] se indică diagrama de durabilitate a curelelor cu cord de viscoză, comparativ cu curelele cu cord de bumbac. Prin utilizarea cordului de viscoză se obține o creștere a durabilității.

De exemplu pentru $\sigma_{max}=90$ kgf/cm^2 durabilitatea a crescut de la $7\cdot10^6$ cicluri la $2{,}3\cdot10^7$ cicluri, ceea ce reprezintă o creştere a durabilităţii de peste 3 ori ; la 10^7 cicluri, rezistenţa la oboseală a crescut de la 85 kgf/cm^2 pentru curele cu cord de bumbac la 100 kgf/cm^2 pentru curele cu cord de viscoză.

În continuare s-a studiat şi comportarea altor materiale de inserţie cît şi influenţa confecţiei (şnur sau reţea, confecţie pe şaibă sau pe tambur).

Încercările s-au executat în următoarele condiţii pe curele $17\times11\times\times1\,400$:

Diametrul şaibelor	$D=125$ mm
Turaţia	$n=1\,600$ rot/min
Viteza curelei	$v=10{,}5$ m/s
Numărul de treceri pe secundă	$u=15$ treceri/s.

Pentru a obţine valori comparabile, toate curelele s-au încercat la aceeaşi solicitare $\sigma_0=30$ kgf/cm^2, pe aceleaşi şaibe (Φ 125) şi cu aceeaşi turaţie ($n=1\,600$ rot/min).

În tabela 1 sînt concentrate rezultatele încercărilor :

Nr. crt.	Tipul curelei	Durata de funcţionare	Proprietăţi reologice	Variaţia distanţei între axe	Observaţii
1	2	3	4	5	6
1	Curea Jilava reţea cord bumbac pînză Excelsior confecţie pe tambur	$3{,}2\cdot10^6$ cicluri (48 ore)	Alungire iniţială mare care continuă în tot timpul încercării	Abateri mari ale distanţei între axe	
2	Curea ICPC şnur viscoză pînză Baumwolle confecţie pe şaibă	$3{,}6\cdot10^6$ cicluri (50 ore)	Alungire iniţială mare care continuă în tot timpul încercării	Abateri mici ale distanţei între axe	Cauciucul s-a muiat iar învelişul s-a desprins pe suprafaţa laterală (aderenţa slabă a învelişului)
3	Curea ICPC reţea cord viscoză pînză Baumwolle confecţie pe tambur	$3{,}5\cdot10^5$ cicluri (9 ore)	Alungire mare şi continuă	Abateri mici ale distanţei între axe	Aderenţă slabă între reţele şi cauciuc
4	Curea ICPC şnur relon pînză Baumwolle confecţie pe şaibă	$2\cdot10^7$ cicluri (278 ore)	Alungire iniţială mare, care continuă în tot timpul funcţionării	Abateri mici ale distanţei între axe	A prezentat uzuri laterale după 120 ore de funcţiune şi mai tîrziu desprinderi ale stratului de cord
5	Curea ICPC şnur relon pînză Baumwolle confecţie pe şaibă	$4{,}2\cdot10^6$ cicluri (58 ore) ; s-a încercat pe şaibe Ø 165	Alungire permanentă	Abateri mici ale distanţei între axe	Uzură pronunţată pe feţele laterale

Din analiza tabelei 1 se vede că cele mai bune rezultate se obțin cu șnur relon și confecție pe șaibă. Se constată însă că învelișul este încă necorespunzător, ruperea pornind de la învelișul curelei.

Se vede de asemenea că din punct de vedere al confecției situația este îmbunătățită față de curelele Jilava, căci variațiile distanței dintre axe s-au redus, ceea ce denotă că secțiunea este constantă și vulcanizarea este de asemenea constantă pe toată lungimea curelei.

După această serie de încercări cu curele $17\times11\times1\,400$ s-a trecut la încercarea curelelor de profil special $18\times16\times2\,200$ (așa-zise curele Semănătoarea fiind destinate combinelor de siloz fabricate la Semănătoarea).

Condițiile de încercare au fost următoarele :

— Diametrul șaibelor $D = 145$ mm
— Turația $n = 1\,600$ rot/min
— Solicitarea $\sigma_0 = 30$ kgf/cm^2
— Viteza curelei $v = 12$ m/s
— Numărul de treceri ale curelei peste șaibe $u = 10{,}7$ treceri/s.

Din aceste curele s-au încercat pînă în prezent 4 bucăți dintre care două au prezentat defecțiuni tehnologice. Astfel, la una cu șnur de viscoză super s-a înmuiat cauciucul, cureaua și-a pierdut forma inițială ceea ce a dus la o uzură laterală mare. Totodată nici confecția nu a fost corespunzătoare, căci cureaua a prezentat variații ale distanței între axe de 3 mm. La cealaltă cu șnur poliamidic, s-au constatat bavuri mari laterale care au dus la variații mari ale distanței dintre axe de 4 mm. În ambele cazuri durabilitatea a fost redusă.

La celelalte două curele rezultatele obținute au fost foarte bune.

Astfel, la o curea cu șnur poliamidic s-a obținut o durabilitate de $1{,}5\cdot10^7$ cicluri, ceea ce corespunde la 400 ore de funcționare pe stand, și la 1 200 ore de funcționare în exploatare. Cureaua a prezentat abateri ale distanței între axe de 1,5 mm, ceea ce denotă că s-au obținut îmbunătățiri în ceea ce privește confecția, însă încă insuficiente.

Cureaua are proprietăți reologice, îmbunătățite, neprezentînd deformații în timpul funcționării.

Rezultate și mai bune s-au obținut cu o curea cu șnur de viscoză, la care variația distanței între axe a fost de 0,15 mm, ceea ce denotă o îmbunătățire substanțială a confecției. Durabilitatea curelei a fost de $3{,}3\cdot10^7$ cicluri ceea ce corespunde la 900 ore de funcționare pe stand. Distrugerea curelei a fost cauzată de fisurarea fețelor laterale ale curelei, cu toate că au existat și locuri unde s-a desprins stratul superior (baza mare a trapezului) însă acest defect nu s-a extins. Cureaua a prezentat de asemenea caracteristici reologice bune, deformația plastică a curelei avînd loc numai în primele două ore de încercare, după care cureaua a funcționat pe stand, fără a se mai deforma.

Concomitent s-au încercat curele și în exploatare, montîndu-se pe combinele de siloz, curele experimentale. Rezultatele obținute au fost bune.

Curelele au funcţionat în mod satisfăcător în întreaga campanie agricolă, fără a fi necesară înlocuirea lor.

Cercetările continuă, deoarece mai sînt încă multe probleme de rezolvat. Astfel, vor trebui încercate curelele de fabricaţie de serie, executate la Combinatul de cauciuc Jilava pe baza tehnologiei puse la punct de I.C.P.C. şi verificate atît pe standul de durabilitate cît şi în exploatare. Aceste încercări vor reprezenta baza experimentală a unui nou standard de calcul a curelelor trapezoidale, deoarece STAS 1163-60 nu mai corespunde pentru curelele executate pe baza noii tehnologii şi cu materiale noi (viscoză, poliamide). Va trebui apoi stabilită pentru aceste curele, influenţa diferiţilor factori asupra durabilităţii şi legătura dintre durabilitatea curelei şi capacitatea ei portantă. Prin stabilirea acestei funcţii, constructorul de maşini va avea posibilitatea de a alege cureaua care să asigure capacitatea portantă maximă la o durabilitate optimă.

Pe baza cercetărilor efectuate pînă în prezent rezultă următoarele concluzii :

1. Procesul tehnologic de fabricaţie a curelelor trapezoidale, bazat pe debavurarea curelelor duce la o scădere a durabilităţii cu peste 50%.

2. Utilizarea viscozei, relonului şi a altor fire din material plastic în locul inserţiei de bumbac duce la creşterea durabilităţii.

3. Utilizarea inserţiei sub formă de şnur (cablu) duce la o creştere a durabilităţii în raport cu utilizarea inserţiei sub formă de reţea.

4. Aşezarea incorectă a inserţiei şi utilizarea de cantităţi sporite de cord (inserţie) duce la rigidizarea curelei şi la scăderea durabilităţii, cu toate că rezistenţa la rupere a curelei şi preţul de cost cresc cu creşterea cantităţii de cord utilizate.

BIBLIOGRAFIE

1. B. Horovitz, Studiu experimental al durabilităţii curelelor, trapezoidale fabricate în R.P.R. Buletinul ştiinţific şi tehnic I.P.T. nr. 1 — 1962, p. 31/38.
2. B. Horovitz, Unele aplicaţii practice ale rezultatelor încercărilor la durabilitate ale curelelor trapezoidale fabricate în R.P.R. Industria uşoară nr. 9 — 1961 p. 337/339.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ МАТЕРИАЛОВ И ТЕХНОЛОГИИ НА ДОЛГОВЕЧНОСТЬ НЕКОТОРЫХ КЛИНОВЫХ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ РЕМНЕЙ

(РЕЗЮМЕ)

На основе экспериментальных исследований произведенных за последние два года, совместно с Исследовательским Институтом по вопросам кожи и резины, на долговечность некоторых клиновых ремней из различных материалов при применении различных технологических приемов, удалось поставить изготовление клиновых ремней с весьма хорошими показателями и долговечностью при весьма больших нагрузках.

L'ÉTUDE EXPÉRIMETALE DE L'INFLUENCE DES MATÉRIAUX ET DE LA TECHNOLOGIE SUR LA DURABILITÉ DE CERTAINES COURROIES TRAPÉZOÏDALES EXPÉRIMENTALES

(RÉSUMÉ)

En se fondant sur les recherches expérimentales effectuées ces dernières deux années, en collaboration avec l'Institut de recherches pour le cuir et le caoutchouc, sur la durabilité de certaines courroies trapézoidales de différents matériaux, executées par de nouveaux procedés de technologie, on a reussi à réaliser des courroies trapézoïdales de très bonnes performances ayant une grande durabilité de fonctionnement aux charges maximales.

CONTRIBUȚIE LA DEFINIREA PROFILELOR ROȚILOR DINȚATE CU AJUTORUL LINIEI DE ANGRENARE

DE

KOVACS FR.

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

1. INTRODUCERE

Se consideră un angrenaj cu 2 roți dințate cilindrice „*2*" și „*3*", de lățime *0*.

Suprafețele flancurilor dinților, s-au redus la profilele acestor flancuri.

Condiția ca raportul de transmisie al angrenajului să fie constant, este ca centrul instantaneu de rotație a mișcării relative a celor 2 roți dințate, să rămînă mereu în aceeași poziție *P*.

Pentru aceasta, este necesar ca normala comună de contact a profilelor în angrenare să treacă în orice poziție mereu prin acest punct (așa numita lege a angrenării) (fig. 1).

Două profile care în timpul contactului lor satisfac legea de mai sus, poartă numele de profile conjugate.

În figura 2, este redată cunoscuta construcție grafică a profilului conjugat unui profil dat, după Reuleaux.

Locul geometric al punctelor de contact al profilelor, în planul fix, este linia de angrenare.

Dat fiind profilul unui dinte, el nu poate angrena cu un alt profil, decît după o anumită linie de angrenare, care este definită prin forma profilului dat. Profilele a 2 roți dințate vor fi conjugate, dacă liniile de angrenare ale lor sînt identice și se suprapun.

Linia de angrenare se poate considera o curbă-transformare a profilului dintelui definită prin însăși construcția grafică a lui Reuleaux.

În [5] este dezvoltată relația analitică a acestei transformări. Construcția de mai sus, permite elaborarea unei infinități de sisteme de dantură, alegîndu-se pentru fiecare sistem, în mod arbitrar, un profil de dinte (spre exemplu al roții „*2*").

În practică, se utilizează în sepcial dantura cu profile evolventice și mai rar cu profile cicloidale. Luînd 2 profile evolventice sau cicloidale în angrenare, și respectînd anumite condiții — privind poziția lor relativă, se demonstrează că ele sînt conjugate.

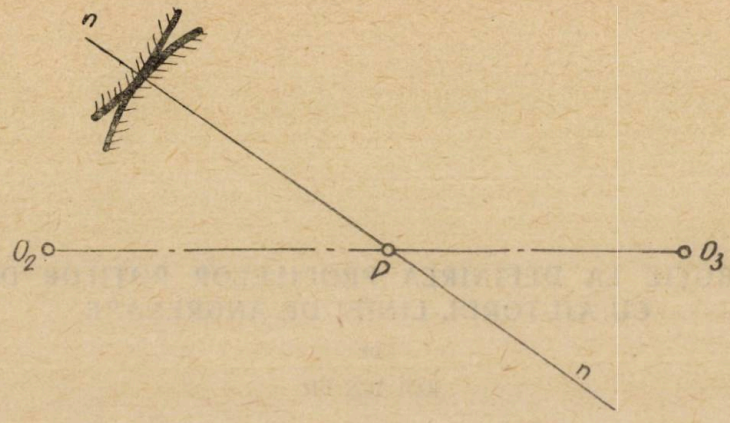


Fig. 1. Condiția păstrării raportului de transmisie constant.

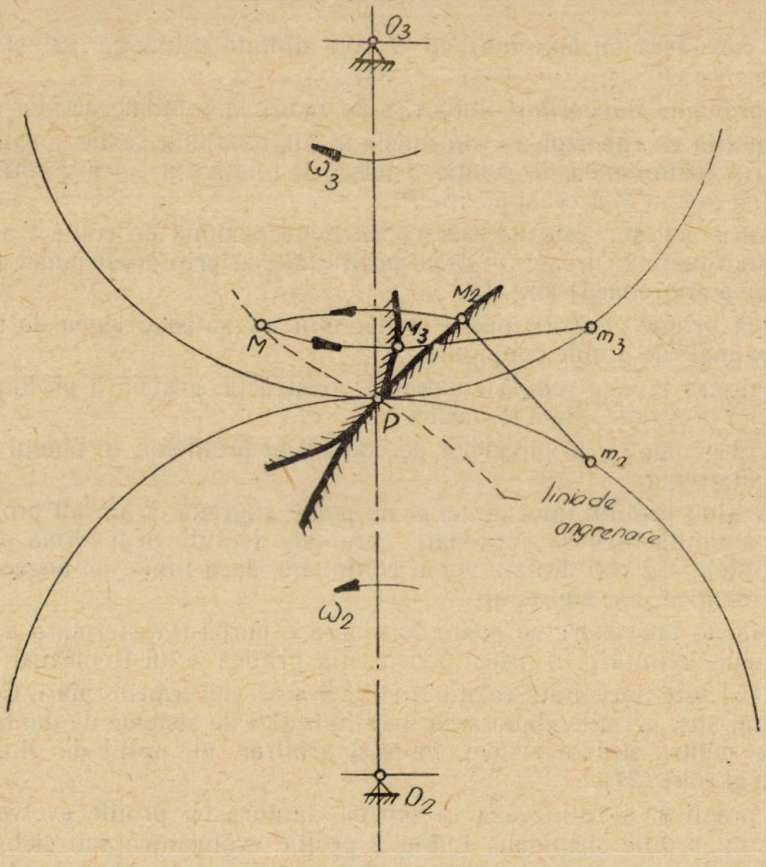


Fig. 2. Construcția liniei de angrenare și a aprofilului conjugat după metoda lui Réuleaux.

În cele ce urmează, se arată că cu ajutorul liniei de angrenare, se pot defini toate danturile cu profile conjugate, inclusiv danturile cu profile evolventice și cicloidale.

2. DEFINIREA PROFILELOR CONJUGATE CU AJUTORUL LINIEI DE ANGRENARE

În fig. 3 s-au considerat 2 profile conjugate P_2 și P_3 în angrenare, aparținînd roților „2" și „3" care se mișcă cu vitezele unghiulare constante ω_2 și ω_3 în jurul punctelor O_2 și O_3. În timpul angrenării lor, punctul „M" de

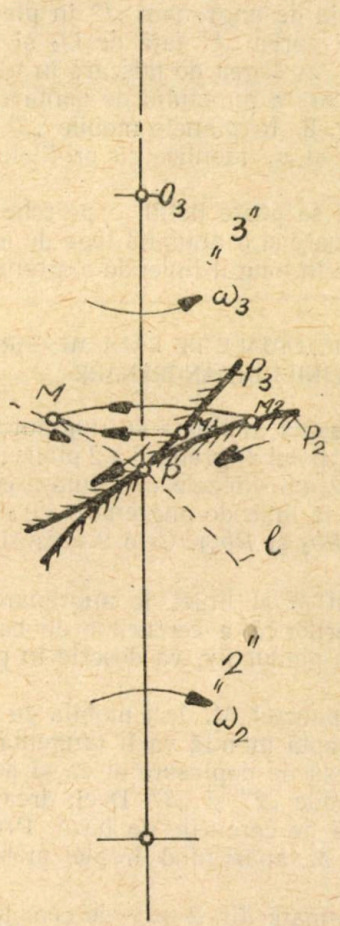


Fig. 3. Dacă punctul de contact parcurge în planele 2 și 3 profilele p_2 și p_3 (care se angrenează) el parcurge în planul fix, linia de angrenare după o anumită lege de mișcare.

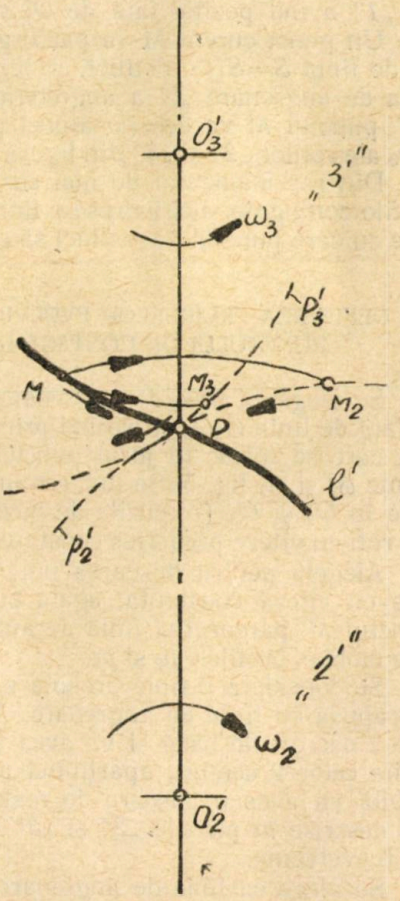


Fig. 4. Dacă punctul de contact parcurge în planul fix linia de angrenare după o anumită lege de mișcare, va descrie în planele mobile, profile determinate p_2 și p_3.

contact descrie în planul fix „*l*", linia de angrenare. Legea de mișcare a punctului de contact în lungul liniei de angrenare este definită de forma celor 2 profile în angrenare. Fie această lege de mișcare exprimată în funcție de timp prin funcția $S=S(t)$.

Urmărind mișcarea punctului de contact în cele 3 plane cel fix „*1*" și cele mobile „*2*" și „*3*" — se poate spune că el descrie în planul fix linia de angrenare, iar în cele 2 plane mobile, profilele P_2 și P_3.

Se consideră planele „*2'*" și „*3'*" care se rotesc în jurul punctelor O_2' și „*2'*", „*3'*" O_3' tot cu vitezele unghiulare ω_2 și ω_3. Distanța $\overline{O_2'O_3'}$ se alege egală cu $\overline{O_2O_3}$.

Se presupune o curbă „*l*" identică cu linia de angrenare „*l*" în planul fix „*1*" având poziție față de O_2' și O_3', ca și curba „*l*" față de O_2 și O_3.

Un punct curent M va parcurge curba „*l*" cu legea de mișcare în funcție de timp $S=S(t)$ identică cu legea de mișcare a punctului de contact pe linia de angrenare „*l*" a angrenajului din fig. 3. În planele mobile „*2'*" și „*3'*" punctul M va descrie atunci profilele p_2' și p_3' identice cu profilele p_2 și p_3 ale roților „*2*" și „*3*" din figura 3.

Din raționamentul de mai sus rezultă că se poate defini o pereche de profile conjugate, alegîndu-se o linie de angrenare și o anumită lege de mișcare cu care punctul de contact să se deplaseze în lungul liniei de angrenare.

3. DEFINIREA PROFILELOR EVOLVENTICE ȘI CICLOIDALE PE BAZA MIȘCĂRII PUNCTULUI DE CONTACT IN LUNGUL LINIEI DE ANGRENARE

Se alege ca linie de angrenare o linie dreaptă înclinată cu unghiul 90° — față de linia O_2O_3 și trecînd prin punctul P, polul angrenării a 2 plane mobile care se rotesc în jurul punctelor O_2 și O_3 cu vitezele unghiulare constante ω_2 și ω_3 fig. 5. Se duc cercuri tangente la linia de angrenare, cu centrele în O_2 și O_3 (cercurile de bază de rază Rb_2 și Rb_3). Cele 2 cercuri se vor roti cu viteze periferice constante, egale.

Alegem pentru mișcarea punctului curent M al liniei de angrenare o lege cu viteză constantă, egală cu viteza periferică a cercurilor de bază. Punctul M, parcurgînd linia de angrenare din planul fix, va descrie în planele mobile, profilele p_2 și p_3.

Se consideră o linie dreaptă solidară cu punctul M, deci mobilă cu ea, suprapusă cu linia de angrenare. Această dreaptă mobilă va fi tangentă la cele 2 cercuri de bază și va avea aceeași viteză de deplasare și ca și periferiile celor 2 cercuri, aparținînd planelor mobile „*2*" și „*3*". Deci, dreapta mobilă va avea o mișcare de rostogolire față de cercurile de bază. Profilele descrise în planele „*2*" și „*3*" de punctul M, aparținînd dreptei mobile, vor fi evolvente.

Se alege ca linie de angrenare, o linie formată din 2 arce de cerc tangente, ale căror centre se află pe dreapta O_2O_3. Planele mobile „*2*" și „*3*" se rotesc în jurul punctelor O_2 și O_3, cu vitezele unghiulare constante ω_2 și ω_3. Poziția liniei de angrenare se alege în așa mod, încît punctul de tangență al celor 2 arce de cerc care compun linia de angrenare să coincidă cu polul P al angrenării planelor mobile.

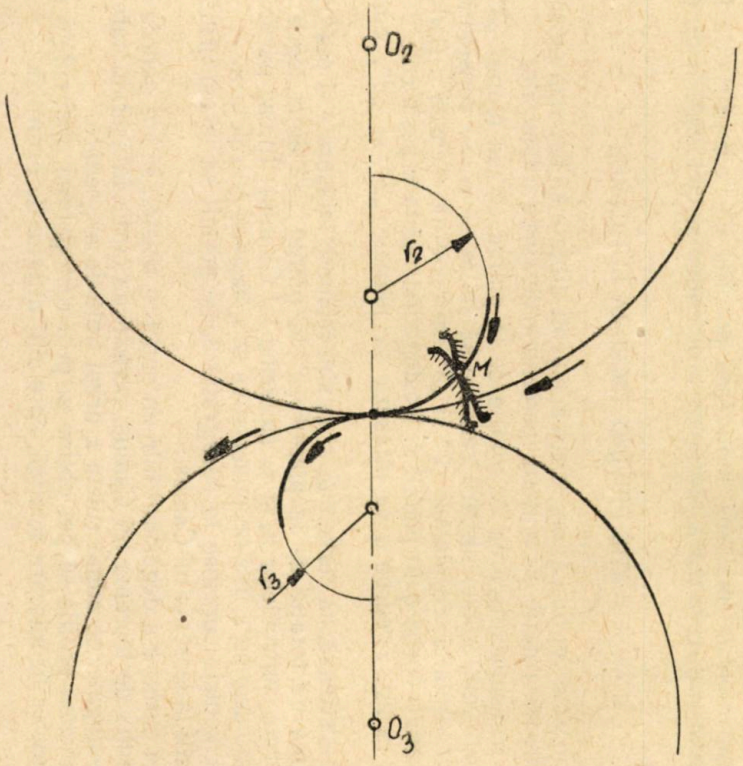


Fig. 5. Generarea profilelor evolventice pornind de la deplasarea unui punct pe linia de angrenare dreaptă.

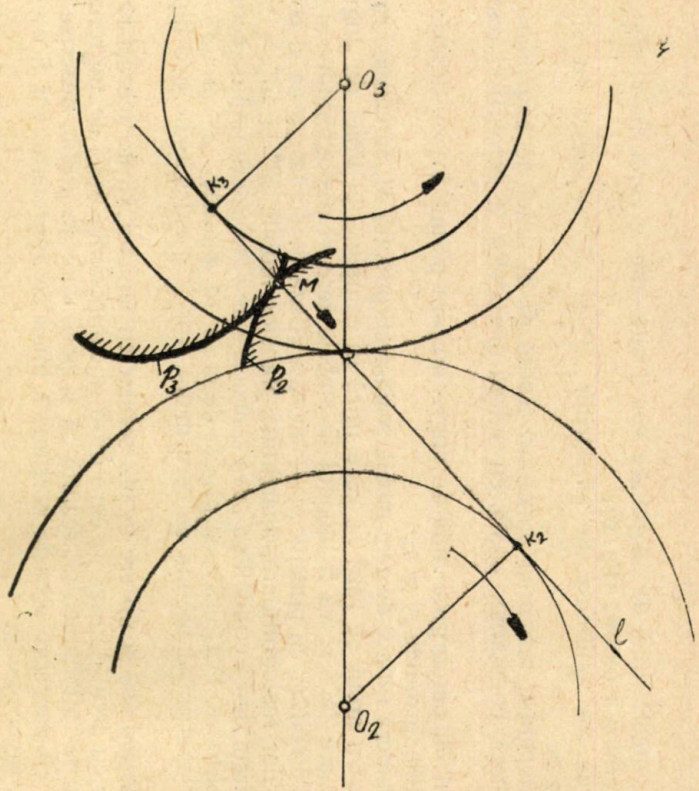


Fig. 6. Generarea profilelor cicloidale pornind de la deplasarea unui punct pe linia de angrenare formată din 2 arce de cerc.

Atunci, arcele liniei de angrenare vor fi tangente la cercurile rostogolitoare ale planurilor mobile (fig. 6).

Cercurile rostogolitoare ale planurilor „2" și „3" se mișcă cu viteze periferice egale.

Alegem pentru mișcarea punctului curent M al liniei de angrenare, o lege cu viteză constantă, egală cu viteza periferică a cercurilor rostogolitoare.

Punctul M, parcurgînd linia de angrenare din planul fix, va descrie în planele mobile, profilele p_2 și p_3.

Se consideră un arc de cerc mobil, solidar cu punctul M, de aceeași rază și suprapus cu arcul de rază r_2, care intră în componența liniei de angrenare. Acest arc de cerc va fi tangent la ambele cercuri rostogolitoare și va avea — fiind solidar cu punctul M — aceeași viteză de deplasare ca și periferia cercurilor rostogolitoare, aparținînd planelor mobile „2" și „3".

Deci, arcul de cerc mobil va avea o mișcare de rostogolire față de cercurile rostogolitoare. Porțiunile de profile descrise în planele „2" și „3" de punctul M, aparținînd arcului de cerc mobil, vor fi o epicicloidă și o hipocicloidă.

Considerîndu-se și un arc mobil, solidar cu punctul M, de aceeași rază și suprapus cu arcul de rază r_3, care intră în componența liniei de angrenare și repetîndu-se raționamentul, rezultă că și porțiunile de profile descrise de punctul M, cît parcurge această porțiune a liniei de angrenare, vor fi o epicicloidă și o hipocicloidă.

Raționamentele de mai sus, motivează pornind de la construcția Reuleaux — construcția grafică a profilelor evolventice și cicloidale a dinților.

4. OBSERVAȚIE PRIVIND TEOREMA LUI CAMUS

Este cunoscut faptul că, angrenajele cu roți dințate se bazează pe transmisia mișcării de rotație cu ajutorul perechilor de curbe înfășurate.

Fie de transmis mișcarea de rotație de la planul „2" la planul „3", în așa mod încît centroidele mișcării relative să fie π_2 și π_3. Se consideră un plan x mobil, coplanar cu planele „2" și „3" care conține o curbă π (ruletă). Să considerăm o curbă q în planul x. Rostogolind ruleta π peste cele 2 centroide π_2 și π_3 fig. 7 curba q va înfășura în planele „2" și „3", curbele q_2 și q_3.

Se demonstrează, că curbele q_2 și q_3 sînt reciproc înfășurate și pot transmite mișcarea de rotație de la planul „2" la planul „3" după legea prescrisă de forma centroidelor π_2 și π_3 (teorema lui Camus). În caz particular, curba q poate degenera într-un punct și să se găsească pe ruleta π.

Raționamentele cuprinse în paragraful 3, ne permit să facem următoarele observații la teorema lui Camus :

1. Dacă curba q a degenerat într-un punct al ruletei, se vor genera prin metoda definită de teorema lui Camus, perechi de curbe înfășurate care vor fi profile conjugate, ce admit ruleta π drept linie de angrenare.

2. Asemenea profile se pot obține și prin rostogolirea unei rulete π pe linii ale planelor în mișcare relativă, care sînt diferite de centroizi.

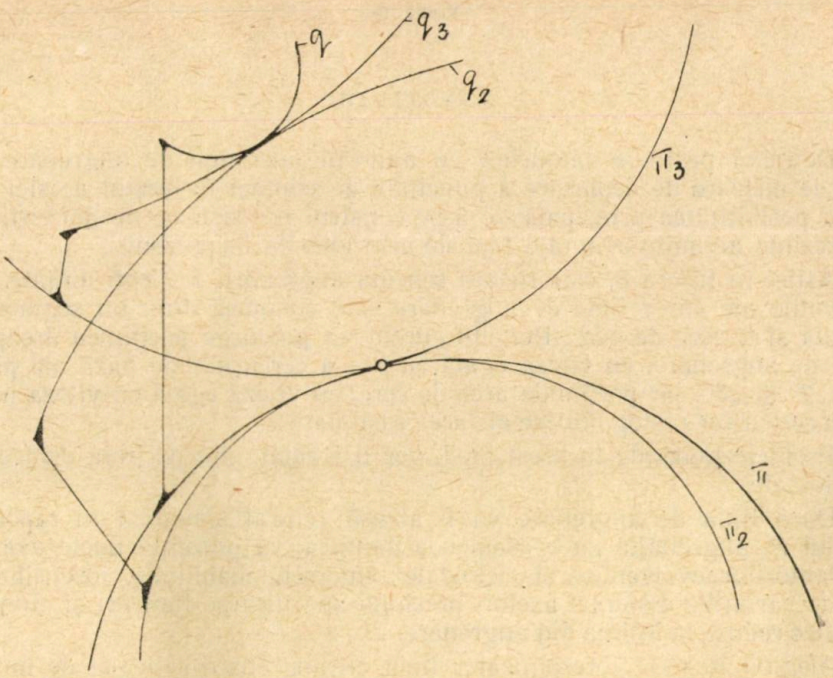


Fig. 7. Generarea perechii de curbe înfășurate pe baza teoremei lui Camus.

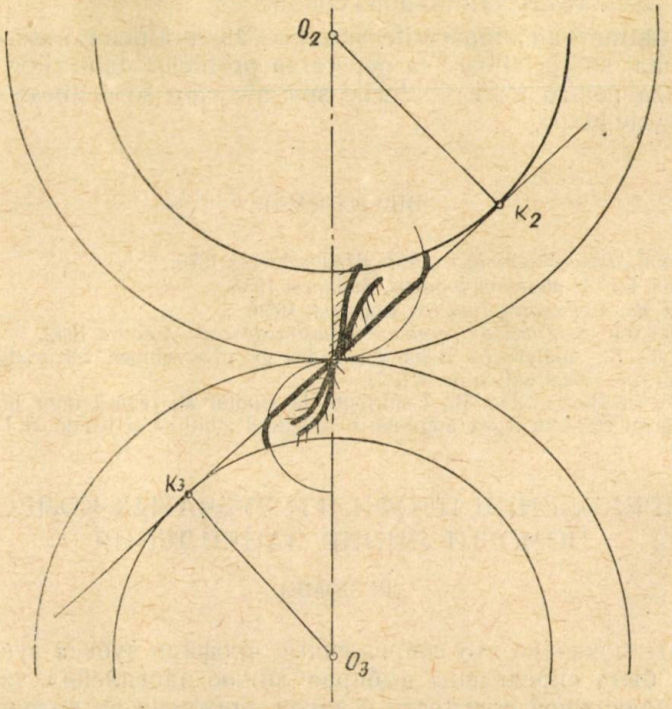


Fig. 8. Forma profilelor la o dantură cu linia de angrenare formată din 2 arce de cerc și un segment de dreaptă.

5. CONCLUZII

Definind profilele danturilor cu ajutorul unei linii de angrenare și a legii de mișcare de deplasare a punctului de contact în lungul acestei linii, există posibilitatea principală de a se construi noi sisteme de danturi, care să prezinte anumite avantaje față de cele folosite în prezent.

Astfel în figura 8, este redată schema angrenării a 2 roți dințate, care au profile ale căror linie de angrenare este compusă dintr-un segment de dreaptă și 2 arce de cerc. Punctul curent va parcurge porțiunea dreaptă a liniei de angrenare, cu viteza egală cu cea a cercurilor de bază ale planurilor „2" și „3", iar porțiunile arce de cerc, cu viteză egală cu viteza periferică a cercurilor rostogolitoare ale aceloraşi plane.

Profilele generate în acest mod, vor fi formate din porțiuni evolventice și cicloidale.

Dacă linia de angrenare va fi aleasă central simetrică în raport cu punctul *P*, angrenajul cu o asemenea dantură, va prezenta unele avantaje ale danturilor evolventice și cicloidale: interschimbabilitate, insensibilitate față de variațiile distanței axelor, presiunii specifice pe flancuri și alunecări specifice reduse la ieșirea din angrenare.

Alegînd în mod corespunzător linia de angrenare și legea de mișcare a punctului de contact în lungul acestei linii, se pot concepe danturi care se pot prelucra cu avans continu după contur.

Aceste danturi au alunecările specifice ale profilelor reduse. Raționamentele de mai sus privitoare la generarea profilelor danturilor în plan, se pot generaliza pentru toate danturile spațiale care se definesc cu ajutorul unor roți dințate plane.

BIBLIOGRAFIE

1. Reuleaux F., *Theoretische Kinematik*, Braunschweig 1875.
2. Szeniczei L., *Az általános fogazás*, Budapest 1955.
3. Horovitz B., *Angrenaje cilindrice*, București 1959.
4. Gavrilenko V. A., *Zubciatie peredacii v maşinostroenii*, Moscova 1962.
5. Remshardt F., Analytische Behandlung des geradverzahnten Stirnradgetriebes Berlin rev. Konstruktion nr. 4/1962.
6. Kovacs F. şi Horovitz B., Contribuții la studiul angrenării unor profile de dinți ce nu respectă legea angrenării. Buletinul științific și tehnic al I.P.T. — 1961.

ОБ ОПРЕДЕЛЕНИИ ПРОФИЛЕЙ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ПРИ ПОМОЩИ ЛИНИИ ЗАЦЕПЛЕНИЯ

(РЕЗЮМЕ)

В работе показано что сопряжённые профили зубьев зубчатого колеса могут быть определены выбирая линию зацепления данных профилей в неподвижной плоскости и закон движения по которому проис-

ходит перемещение контактной точки профилей по данной линии зацепления.

На основании указанных соображений возможно определение циклоидальных и эвольвентных профилей по графикам Рело и пополнение теоремы Камуса, в связи с образованием пар свернутых кривых.

Также на основе соображений данной работы, возможно определение профилей для иных систем зубьев, которые представляют некоторые преимущества по сравнению с применяемыми в настоящее время.

CONTRIBUTION À LA DÉFINITION DES PROFILS DES ROUES DENTÉES À L'AIDE DE LA LIGNE D'ENGRENAGE

(RÉSUMÉ)

On indique dans ce travail que l'on peut définir les profils conjugués des dents d'une roue dentée, en choisissant la ligne d'engrenage de ces profils dans le plan fixe et la loi de mouvement selon laquelle se déplace le point de contact des profils sur cette ligne d'engrenage.

Le raisonnement établi permet la déduction des profils cycloidaux et en evolvant et développants de la construction graphique de rouleaux et un addenda du théoréme de Camus, en ce qui concerne la génération des couples de courbes enroulés.

On peut définir de même, en vertu du raisonnement de ce travail des profils concernant d'autres système de dentures qui pourraient présenter certains avantages par rapport aux sysème utilisés à présent.

CONTRIBUȚIE LA INCERCAREA UNUI REGULATOR CENTRIFUGAL CU BILE

DE

KOVACS FR. și VILCEANU N.

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

1. INTRODUCERE

Regulatoarele centrifugale constituie unul dintre elementele mecanice de bază ale automatizării funcționării mașinilor. Cu ajutorul lor, se realizează spre exemplu, simplu, menținerea între anumite limite a turației arborelui principal al mașinii motoare, independent de sarcină (de aci denumirea de „regulator de viteză").

În mod obișnuit, studiul funcționării regulatorului se face cercetînd condițiile echilibrului acestuia relativ față de axul lui pentru o anumită valoare a vitezei unghiulare a axului regulatorului, mărime proporțională cu viteza unghiulară a arborelui mașinii.

Spre exemplu, la un regulator centrifugal cu bile fig. 1, condiția menținerii unei poziții relative constante a pieselor regulatorului față de axă, este ca suma forțelor reduse la manșonul M al regulatorului să fie nul.

$$F_{i\,red} - F_{G\,red} F_{f\,red} = 0.$$

La această relație, $F_{i\,red}$ reprezintă forța de inerție redusă la manșon, care tinde să ridice manșonul, $F_{G\,red}$ — forța redusă care tinde să coboare manșonul, (datorită greutății pieselor regulatorului) cît și a forței resortului de reducere) iar $F_{f\,red}$ forța redusă de frecare. Aceasta din urmă are semnul lui $F_{i\,red}$ la tendința de coborîre a manșonului și semnul lui $F_{G\,red}$ la tendința de ridicare a acestuia.

Neglijînd greutatea pîrghiilor și forțele de inerție care lucrează asupra acestora, expresiile forțelor reduse la manșon vor primi formele cunoscute:

$$F_{i\,red} = \frac{G}{2g}\left(\frac{a}{b}\right)^2 \left[1 + \frac{e}{a\sqrt{1-\left(\frac{z}{2b}\right)^2}}\right] z\omega_{reg}^2 \qquad (2)$$

și

$$F_{G\,red} = G_m + G\frac{a}{b} + \frac{kc^2}{2b^2}\left[1 - \frac{\sin\alpha_0}{\sqrt{1-\left(\frac{z}{2b}\right)^2}}\right] z \qquad (3)$$

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖLPONTI KÖNYVTÁRA 1848

unde G este greutatea ambelor bile, $G_{m,g}$ greutatea manşonului K, constanta resortului a, b, c şi e, dimensiunile caracteristice ale barelor regulatorului, z, lungimea care caracterizează poziţia manşonului regulatorului, α_0, semi-

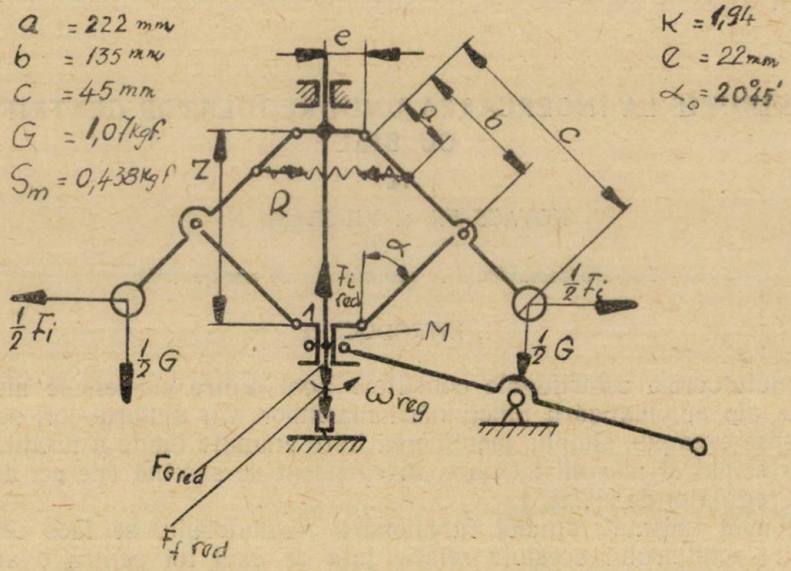


Fig. 1. Schema forţelor ce lucrează asupra regulatorului centrifugal.

unghiul minim de deschidere a braţelor regulatorului. Din relaţia (1) se obţine expresia vitezei unghiulare a regulatorului, pentru o poziţie dată a manşonului (pentru o valoare z).

$$\omega_{reg} = \sqrt{\frac{G_m + G\frac{a}{b} \pm F_f}{\frac{1}{2}G\left(\frac{a}{b}\right)^2\left[z + \frac{e}{\frac{a}{2b}\sqrt{\left(\frac{2b}{z}\right)^2 - 1}}\right]}} \tag{4}$$

Reprezentînd relaţia (3) într-un sistem de coordonate F-z obţinem „caracteristica regulatorului" figura 2, curba „C".

Dacă reprezentăm în acelaşi sistem de coordonate relaţia (2) pentru o anumită valoare a vitezei unghiulare ω_{reg}, cele 2 curbe se intersectează într-un punct M, a cărui abscisă z, redă poziţia de echilibru a regulatorului pentru viteza unghiulară respectivă.

Dacă regulatorul a fost anterior în poziţia caracterizată prin mărimea z_1 sau z_2, în momentul în care viteza sa unghiulară a ajuns ω_{reg}, va tinde să ocupe poziţia caracterizată prin mărimea z_0, exercitînd asupra mecanismului de comandă, cu care este în legătură prin manşonul M, o forţă de comandă a cărei variaţie cu micşorarea diferenţelor $z_1 - z_0$ şi $z_0 - z_2$ este reprezentată prin scăderea diferenţei ordonatelor curbelor $F_{i\,red}$, $F_{G\,red}$ (su-

prafețele $M_0M_1'M_1''$ și $M_0M_2'M_2''$, din diagrama fig. 2). Prin mișcarea mecanismului de comandă se modifică regimul de funcționare al mașinii la care este atașat regulatorul, determinîndu-se revenirea la viteza unghiulară de regim a arborelui mașinii.

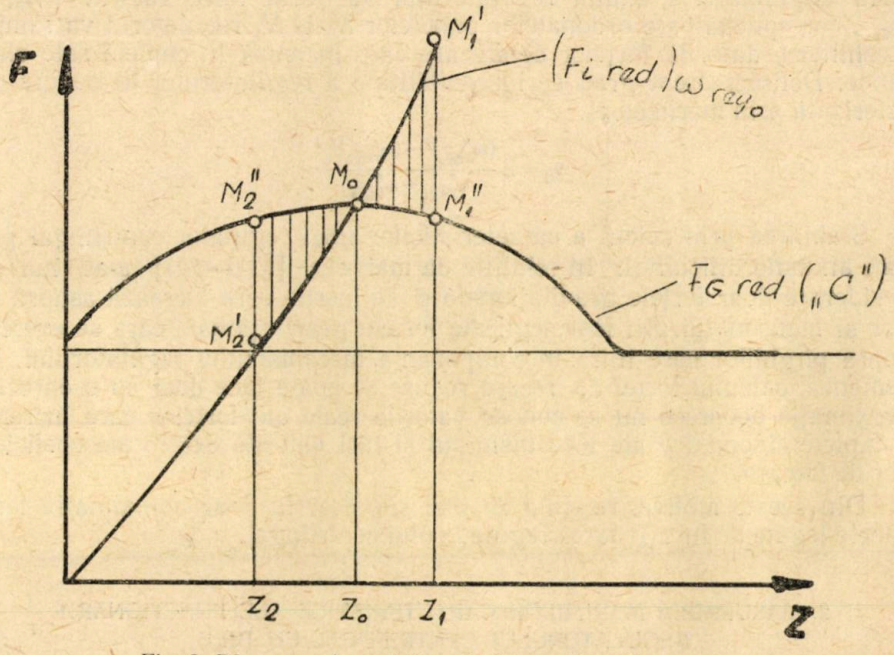


Fig. 2. Diagrama de variație a forțelor reduse la manșon.

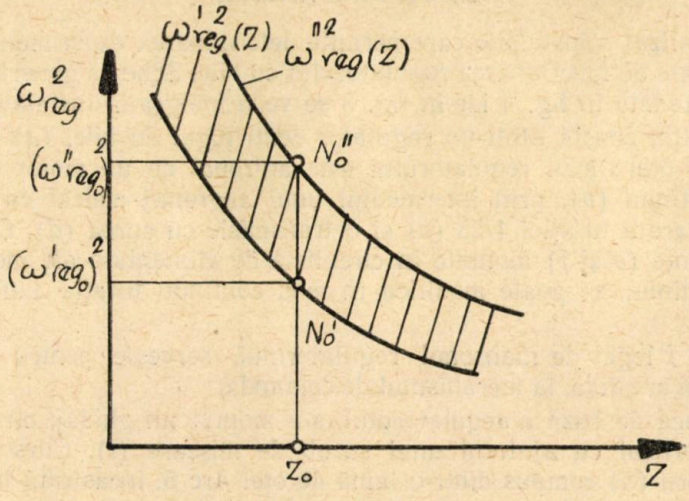


Fig. 3. Variația vitezei unghiulare în funcție de poziția manșonului.

În fig. 3 s-a reprezentat într-un sistem de axe de coordonate ω'_{reg} , z, relaţia (4). Luînd în considerare cele 2 semne ale forţei reduse de frecare, au rezultat 2 curbe ($\omega^{2'}_{reg}$ (z) şi $\omega^{2''}_{reg}$ (z)).

Pentru o mărime z_0, caracterizînd o anumită poziţie a regulatorului dacă viteza unghiulară a axului regulatorului va varia între valorile ω'_{reg_0} şi ω''_{reg_0} , corespunzătoare ordonatelor punctelor N_1 şi N_1 regulatorul va rămîne în echilibru, datorită forţelor de frecare care lucrează în cuplele sale cinematice. Definim drept grad de insensibilitate a regulatorului în poziţia caracterizată prin mărimea z_0.

$$\nu_0 = 2\frac{(\omega''_{reg_0})^2 - (\omega'_{reg_0})^2}{\omega'_{reg_0} + \omega''_{reg_0}}. \tag{5}$$

Stabilirea prin calcul a caracteristicilor unui regulator centrifugal prezintă anumite dificultăţi. În relaţiile de mai sus [(1)—(4)] s-au luat în considerare doar forţele gravitaţionale şi de inerţie care lucrează asupra bilelor şi manşonului. Au fost neglijate forţele gravitaţionale care se exercită asupra pîrghiilor care intră în componenţa mecanismului regulatorului. De asemenea, calculul forţei de frecare reduse se poate face doar cu o oarecare aproximaţie deoarece nu se cunosc valorile reale ale forţelor care lucrează în cuplele cinematice ale mecanismului şi nici valorile exacte ale coeficienţilor de frecare.

Din aceste motive, relaţiile de mai sus descriu doar aproximativ fenomenele legate de funcţionarea regulatorului centrifugal.

2. MĂSURAREA MĂRIMILOR CARACTERISTICE ALE FUNCŢIONĂRII REGULATORULUI CENTRIFUGAL CU BILE

2.1. Descrierea instalaţiei

S-a realizat o instalaţie care permite determinarea experimentală a mărimilor legate de funcţionarea regulatorului cu bile. Schema generală a instalaţiei este redată în fig. 4 iar în fig. 5 se vede fotografia instalaţiei.

Instalaţia constă dintr-un regulator centrifugal cu bile, (*a*) montat pe o placă de oţel : axul regulatorului este antrenat de un motor electric de curent continuu (*b*), prin intermediul unui angrenaj melcat cu raport de demultiplicare a turaţiei 1/23 (*c*) şi o transmisie cu curea (*d*). Cu ajutorul a 2 rezistenţe (*e* şi *f*) montate în circuitele de alimentare ale motorului de curent continuu, se poate modifica în mod continuu turaţia axului regulatorului.

Braţul *f* legat de manşonul regulatorului, serveşte pentru transmiterea mişcării acestuia, la mecanismul de comandă.

Pe placa de bază a regulatorului, s-a montat un ghidaj, cu cursor deplasabil vertical cu ajutorul unui şurub de mişcare (*i*). Cursorul poartă dinamometru (*h*) compus dintr-o lamă de oţel Arc 5, încastrată în cursor şi un braţ portcomparator cu un comparator de miimi.

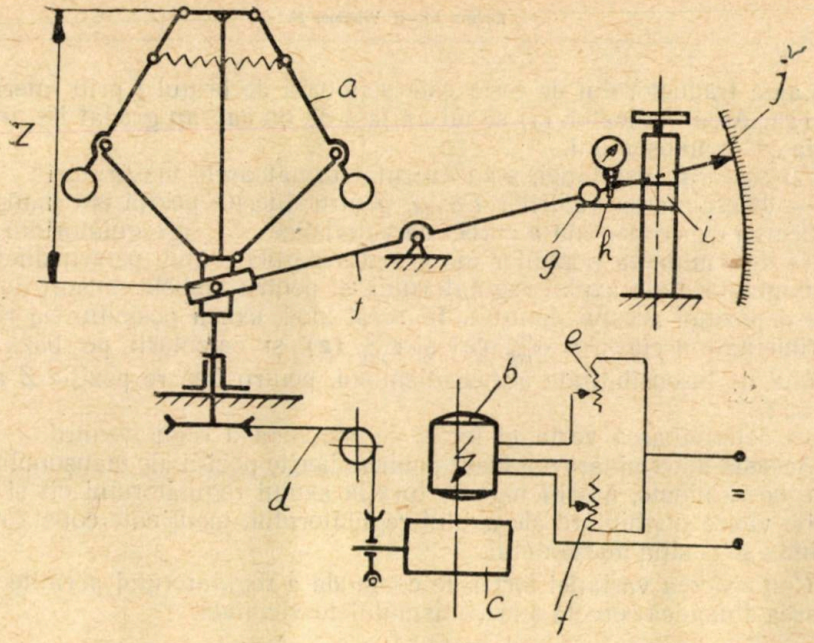


Fig. 4. Schema de principiu a standului de încercare a regulatorului centrifugal.

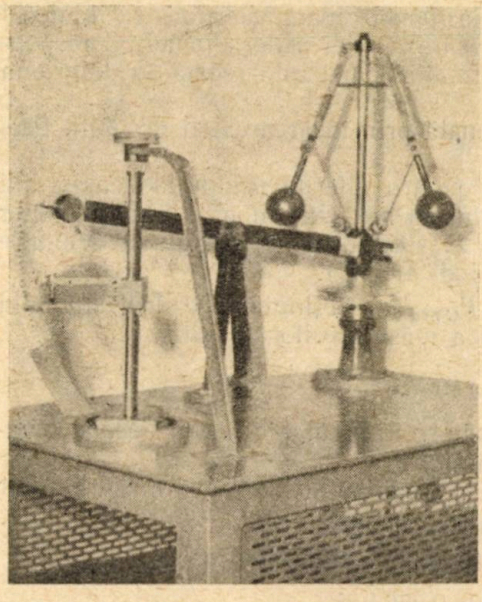


Fig. 5*a*. Vederea de ansamblu a standului de încercare.

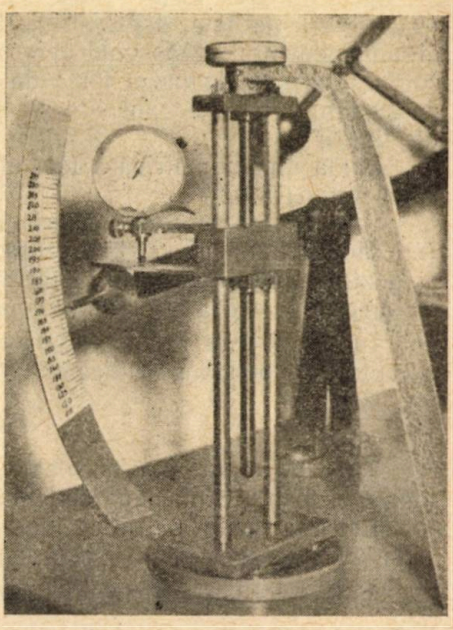


Fig. 5*b*. Fotografia dinamometrului.

Lama traductorului de forță este acționată de brațul f prin intermediul bilei (g). Arcul indicator (j) se mișcă față de un cadran gradat fix, indicînd poziția „z" a manșonului.

Cu ajutorul instalației, s-au executat următoarele măsurători:

— determinarea valorilor $F_{G\,red}$, pentru diferite poziții ale manșonului și ridicarea experimentală a curbei caracteristice „C" a regulatorului;

— determinarea pozițiilor manșonului regulatorului, pentru diferite viteze unghiulare ale axului regulatorului, și pentru ambele sensuri de modificare a poziției acestui manșon. În acest mod, există posibilitatea ridicării experimentale a curbelor $\omega'^2_{reg}(z)$ și $\omega''^2_{reg}(z)$ și calculării pe baza lor a gradului de insensibilitate a mecanismului, pentru fiecare poziție Z a manșonului;

— determinarea variației forței de comandă a regulatorului.

Această determinare s-a făcut pentru diferite poziții ale manșonului menținute neschimbate, modificîndu-se turația axului regulatorului cît și pentru diferite viteze unghiulare ale axului regulatorului, menținute constante, modificîndu-se poziția manșonului.

Cunoașterea variației forței de comandă a regulatorului permite dimensionarea dinamică corectă a mecanismului de comandă.

2.2. Măsurarea forței reduse $F_{G\,red}$ și ridicarea experimentală a caracteristicei „C" a regulatorului

Determinarea forței reduse $F_{G\,red}$ s-a făcut cu ajutorul dinamometrului (h). Pentru aceasta, s-a sprijinit bila (g) de suprafața inferioară a lamei dinamomentrului. Măsurînd deformația lamei dinamometrului cu ajutorul comparatorului, deducem forța de apăsare a bilei asupra lamei. Corespondența dintre forța de apăsare și deformația lamei este redată în diagrama din figura 6.

Lama dinamometrică a fost etalonată prin încărcarea cu greutăți. Precizia etalonării 0,7%.

S-a repetat această măsurătoare pentru diferite poziții ale cursorului (i). Modificîndu-se pozițiile cursorului se modifică în mod corespunzător și poziția manșonului (deci mărimea z) și a întregului regulator. Valorile z s-au citit pe cadran în dreptul acului indicator (j).

În fig. 7 este redată diagrama $F_{G\,red}(z)$ obținută în cadrul studiului executat. Dispersia patratică maximă a măsurătorilor a fost:

$$\sigma = 21 \cdot 10^{-4}.$$

Trasarea curbei s-a făcut calculîndu-se în prealabil pentru fiecare z, valoarea probabilă a mărimii forței măsurate.

Eroarea medie patratică maximă a mediilor aritmetice a măsurătorilor pentru o anumită valoare z ($z=150$) a fost $M = 8{,}54 \cdot 10^{-2}$.

Valoarea reală a forței a fost pentru această mărime:

$$F_{G\,red} = 2{,}02 \pm 0{,}086 \text{ kgf}.$$

Eroarea relativă, a avut valoarea maximă $\varepsilon = 0{,}92\%$.

Prin metoda descrisă mai sus, s-a măsurat de fapt nu forţa redusă la manşon ci la bila g. Această forţă este proporţională cu $F_{G\,red}$, factorul de proporţionalitate fiind 0,93, raportul pîrghiilor braţului (f). În diagrama din fig. 7 au fost trecute direct valorile $F_{G\,red}$.

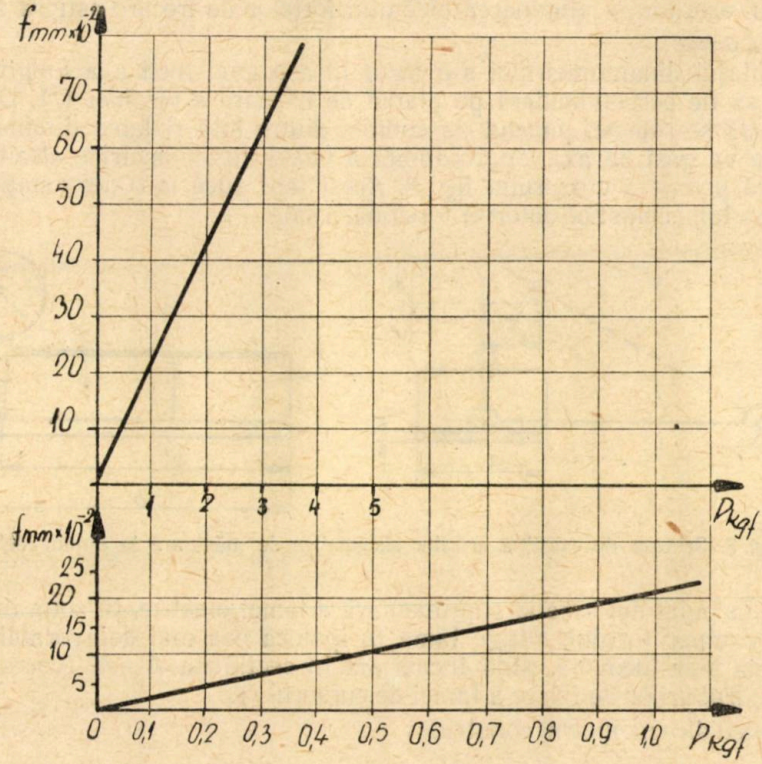


Fig. 6. Diagrama de etalonare a dinamometrului.

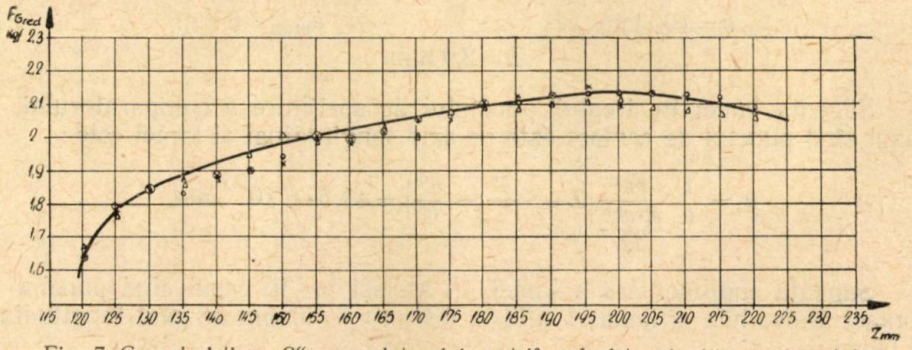


Fig. 7. Caracteristica „C" a regulatorului centrifugal, determinată experimental.

Pentru eliminarea efectului frecării în articulaţii cît şi în culise, asupra valorilor $F_{G\,red}$ măsurate, măsurătoriile s-au executat astfel, încît la o anu-

mită valoarea a lui z, pentru care se măsoară forța, s-a ajuns prin deplasarea cursorului (i) odată în sus și odată în jos. Ca urmare, forțele de frecare care eronau măsurătoarea au avut cînd un sens cînd un altul. Acest fapt, a mărit dispersia măsurătorilor dar în schimb a permis cu ajutorul calculului erorilor — eliminarea efectului forțelor de frecare asupra determinării lui $F_{G\,red}$.

Montajul dinamometrului s-a făcut în așa mod încît axa longitudinală a lamei să fie perpendiculară pe planul de mișcare a pîrghiei (f). Deoarece pîrghia (f) se rotește, punctul de contact dintre bilă și lama dinamometrului nu se va găsi pe axa longitudinală a lamei dinamometrice, decît pentru o singură poziție a cursorului fig. 8. Acest fapt duce la o deformație suplimentară a lamei elastice datorită torsionării sale.

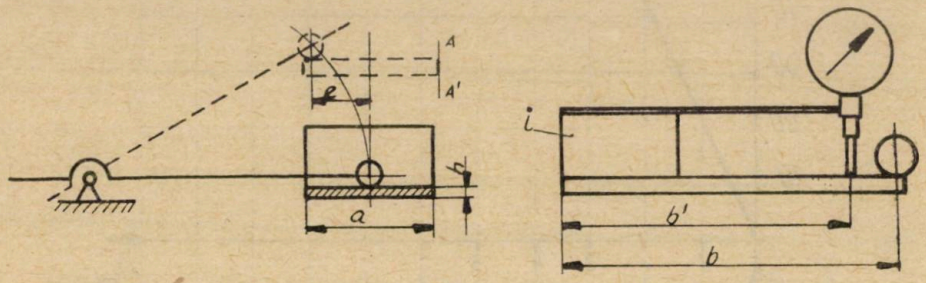


Fig. 8. Schema de calcul a erorilor sistematice de măsurare la dinamometru.

S-a calculat deformația suplimentară a lamei elastice, în zona unde palpatorul comparatorului, atinge lama în ipoteza cea mai defavorabilă, ca și cînd lama s-ar încovoia, fiind incastrată în secțiunea $A—A'$ (corespunzînd slăbirii șuruburilor de fixare a lamei de cursorul i).

Pentru dinamometrul construit :

$$a=24\text{ mm} \qquad b'=72\text{ mm}$$
$$b=100\text{ mm} \qquad e_{max}=6\text{ mm}$$
$$h=2{,}9\text{ mm}$$

Săgeata lamei în dreptul punctului de sprijinire a comparatorului, în cazul cînd punctul de contact este pe axul longitudinal al lamei este :

$$y_1=\frac{1}{6}\,\frac{Fb^3}{\frac{E\cdot ah^3}{12}}\left(2-3\frac{b'}{b}+\frac{b'^3}{b^3}\right)=43{,}5\cdot F\,10^{-4}\text{ mm}.$$

Săgeata suplimentară a lamei, în același loc în cazul cînd punctul de contact dintre bilă și lamă se află la distanța $e=6$ mm de axul longitudinal al lamei :

$$y_2=\frac{1}{6}\,\frac{F\cdot a^3}{E\,\frac{bh^3}{12}}\left[2-3\cdot\frac{2e}{a}+\left(2\,\frac{e}{a}\right)^3\right]=1{,}86\,F\cdot 10^{-3}\text{ mm}.$$

Eroarea relativă maximă a măsurătorii, care se datorește faptului că punctul de contact dintre bilă și lamă nu este pe axul longitudinal al lamei, este atunci :

$$\varepsilon_y = \frac{y^2}{y_1} \cdot 100 = 0{,}428 \cdot 10^{-2}\,\%$$

Se observă că această valoare este sub sensibilitatea dinamometrului.

2.3. Detereminarea relației de dependență a poziției manșonului regulatorului de viteză unghiulară a axului regulatorului și ridicarea experimentală a diagramei de variație a gradului de insensibilitate al regulatorului.

Pentru efectuarea măsurătorilor s-a antrenat axul regulatorului cu viteze unghiulare diferite. Pentru fiecare treaptă s-a măsurat turația cu ajutorul unui tahometru de mînă H6 (R.D.G.) (precizia 0,05%) și s-a înregistrat poziția corespunzătoare „z" a manșonului regulatorului, citindu-se indicația pe cadran. La aceste măsurători, cursorul cu dinamometru a fost îndepărtat.

După stabilirea echilibrului, cu ajutorul pîrghiei (f) s-a scos regulatorul din poziția de echilibru, prin deplasarea manșonului în sus sau în jos. Eliberîndu-se pîrghia (f) manșonul a revenit înspre poziția de echilibru,

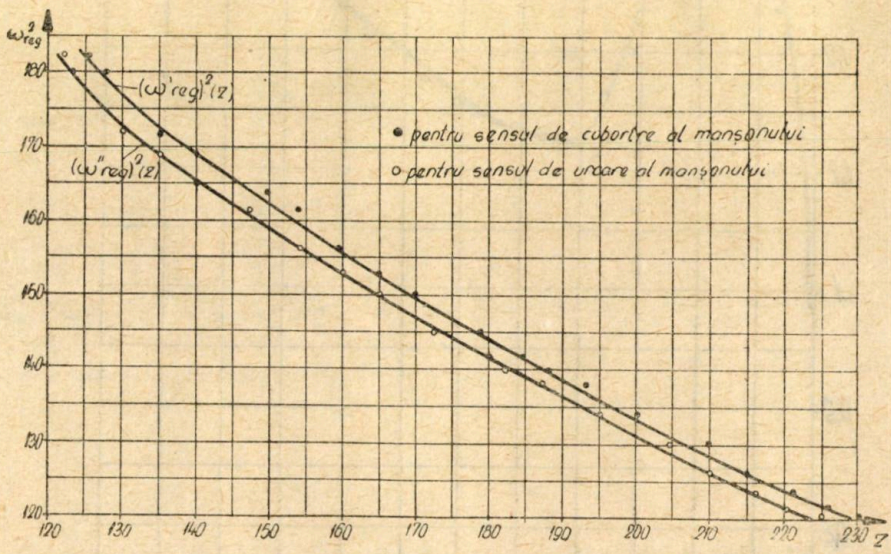


Fig. 9. Diagrama de variație a vitezei unghiulare în funcție de poziția manșonului, determinată experimental.

oprindu-se la valori „z" diferite, în funcție de sensul mișcării de apropiere de poziția de echilibru. Pentru fiecare valoare a lui ω_{reg} , s-au obținut astfel 2 valori z. Cu ajutorul acestei perechi de valori, obținute la diferite turații ale axului regulatorului, s-au obținut curbele $(\omega'_{reg})^2$—z și $(\omega''_{reg})^2$—z, fig. 9.

Pentru fiecare valoare a turaţiei axului regulatorului, s-au făcut mai multe determinări, pentru ambele sensuri de deplasare a manşonului. Dispersia patratică a măsurătorilor a fost : $\sigma_1 = 1{,}13$.

Trasarea celor 2 curbe s-a făcut calculîndu-se în prealabil pentru fiecare valoare ω, valorile probabile ale mărimilor z, măsurate.

Eroarea medie patratică maximă a mediei aritmetice a măsurătorilor pentru o anumită valoare ω ($\omega = 11{,}82$) a fost $M_1 = 0{,}53$.

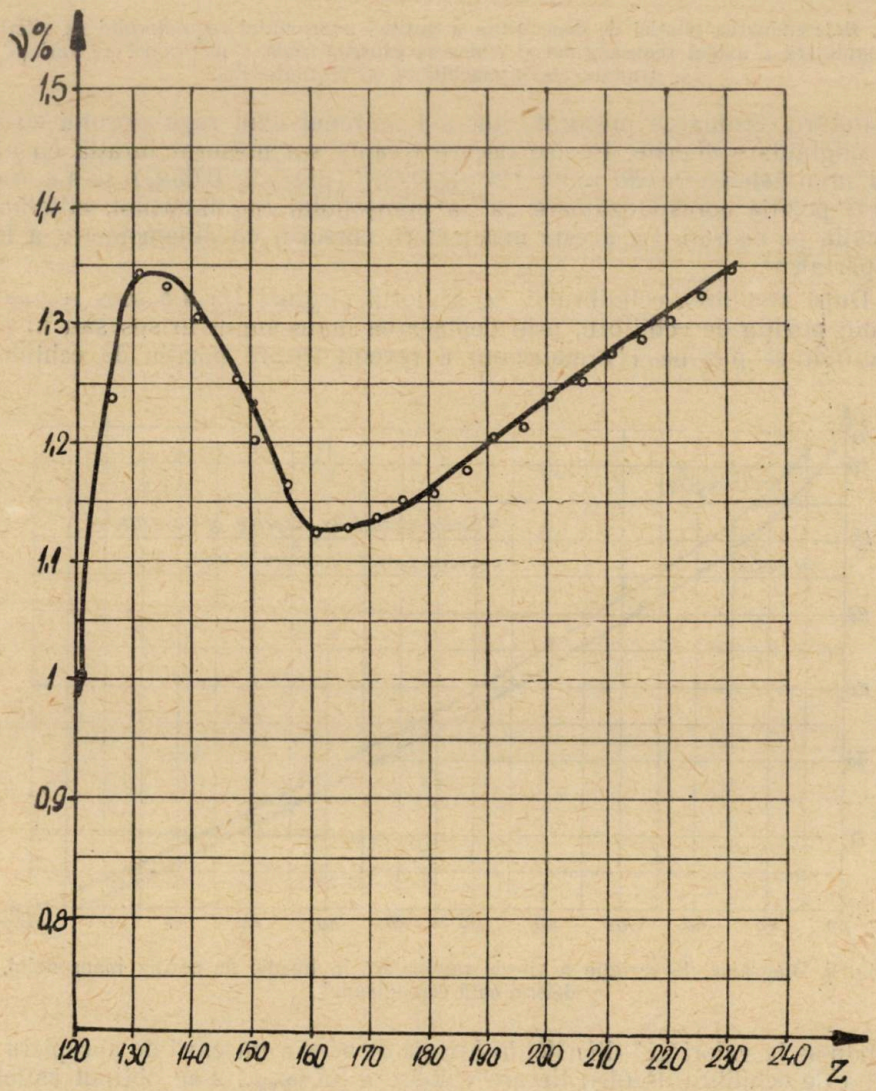


Fig. 10. Diagrama de variaţie a gradului de insensibilitate în funcţie de poziţia manşonului.

În mod corespunzător, valoarea coordonatei z a fost pentru această viteză unghiulară :

$$z = 181{,}3 \pm 0{,}53 \text{ mm}.$$

Pe baza diagramei din figura 9, cu ajutorul relației (5) s-au calculat pentru diferite valori z, valorile gradului de insensibilitate ale regulatorului.

În fig. 10 este reprezentată diagrama de variație a gradului de insensibilitate $\nu = \nu(z)$.

Gradul de insensibilitate astfel stabilit este de fapt mai mare decît cel al regulatorului, deoarece la măsurătorile efectuate asupra rezultatelor a influențat și frecarea în cuplele cinematice în a căror componență intră brațul (f).

Acest lucru însă nu prezintă un dezavantaj, deoarece rezultatul obținut este astfel mai apropiat de gradul de insensibilitate real, influențat de frecările cu cuplele cinematice ale mecanismului de comandă.

2.4. Determinarea experimentală a variației forței de comandă transmise de regulator în funcție de poziția manșonului regulatorului și de viteza unghiulară a axului său

Pentru determinarea mărimii forței de comandă s-a folosit dinamometrul (h).

S-a efectuat măsurarea forței de comandă la turație constantă a axului regulatorului. Pentru asta, s-a adus regulatorul în poziția de echilibru, corespunzătoare vitezei unghiulare de antrenare și s-a așezat lama dinamometrului în poziția relativă față de bila (g), indicată în figura 11 *a*.

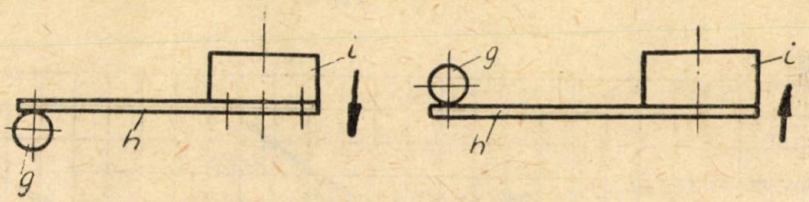


Fig. 11. Pozițiile relative ale bilei față de dinamometru.

În această poziție, asupra lamei dinamometrului nu acționează nici-o forță. S-a deplasat apoi cursorul (i) în jos. Regulatorul fiind scos din echilibru, a înregistrat asupra lamei o apăsare proporțională cu diferența dintre $F_{G\,red}$ și $F_{i\,red}$. Valorile acestei forțe s-au măsurat pentru diferite poziții ale cursorului (diferite mărimi z).

S-a așezat în continuare dinamometrul în poziția relativă față de bila (g), indicată în figura 11 *b*.

S-a deplasat cursorul i în sus. Regulatorul fiind scos din echilibru, s-au măsurat astfel cu ajutorul dinamometrului valori proporționale cu $F_{G\,red} - F_{i\,red}$, pentru diferitele valori ale lui z.

Mărimile astfel măsurate reprezintă valori ale forței de comandă reduse la bila (g). În fiecare poziție a regulatorului pentru care s-au executat măsurători s-au realizat ambele sensuri de apropiere a cursorului, deci și al manșonului de poziția de măsură.

Astfel, pentru fiecare valoare „z" s-au obținut 2 valori ale forței de comandă, în funcție de cele două sensuri ale forței de frecare reduse.

În fig. 12 sînt redate diagramele de variație ale forței de comandă Fc, în funcție de poziția regulatorului z, pentru cîteva valori ale vitezei unghiulare ale axului regulatorului.

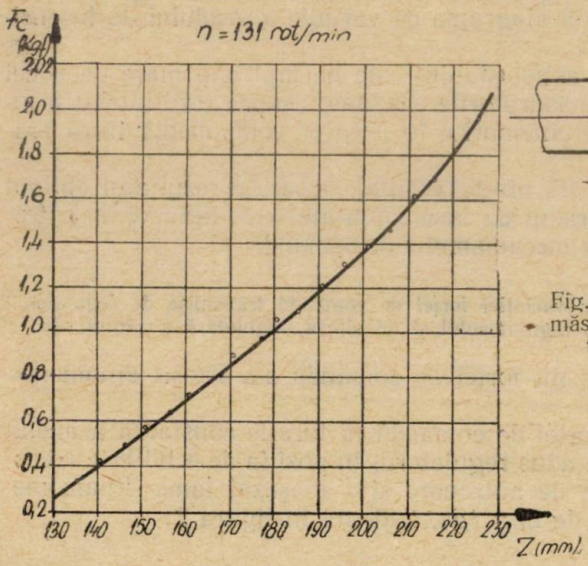


Fig. 12. Diagrama de variație a forței de comandă în funcție de poziția manșonului regulatorului centrifugal.

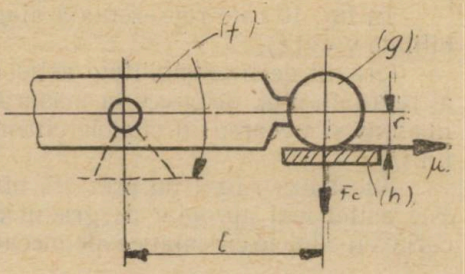


Fig. 14. Schema de calcul a erorii de măsurare a forțelor datorită frecării dintre bilă și lama dinamometrului.

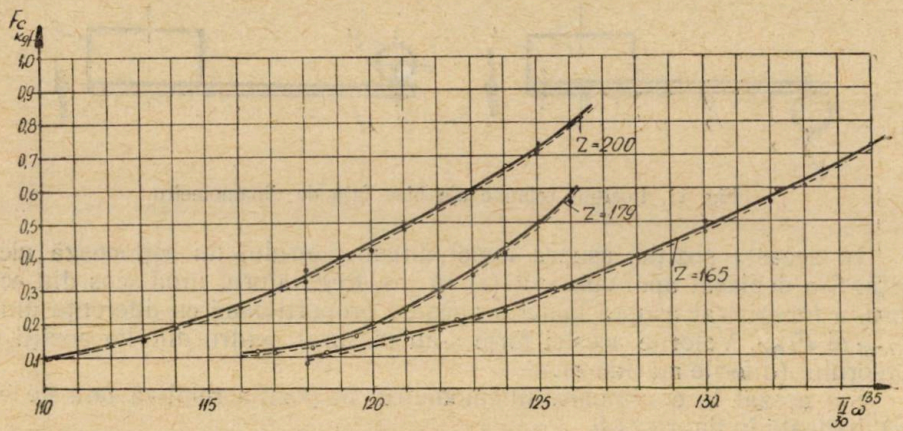


Fig. 13. Diagrama de variație a forței de comandă în funcție de viteza unghiulară a axului regulatorului centrifugal.

S-a executat în continuare măsurarea forței de comandă a regulatorului, pentru poziții constante a manșonului și viteze unghiulare variabile ale axului regulatorului.

Măsurătorile s-au executat ca și mai sus, înregistrîndu-se cîte 2 valorii ale forței de comandă, pentru cele 2 sensuri ale forței de frecare reduse.

În fig. 13 sînt redate diagramele de variație ale forței de comandă, în funcție de viteza unghiulară a axului regulatorului pentru cîteva poziții, ale manșonului regulatorului.

La măsurătorile efectuate, datorită frecării dintre bilă și lama dinamometrică, s-a produs o eroare sistematică. Mărirea relativă maximă a acestei erori se poate determina pe baza schemei din fig. 14.

$$\varepsilon = \mu \frac{r}{l} \cdot 100 = 0{,}64.$$

Se observă că eroarea este sub sensibilitatea dinamometrului.

3. CONCLUZII

În cadrul lucrării s-a arătat o metodă relativ simplă și precisă pentru studiul experimental al regulatoarelor centrifugale cu bile.

Metoda este aplicabilă și pentru studiul experimental al regulatoarelor plane, fiind necesară doar o modificare a construcției dinamometrului și al sistemului indicator. Încercarea regulatoarelor construite poate da date importante privind funcționarea lor, date care nu se pot obține prin calcul teoretic. Standul construit în cadrul laboratorului de teoria mecanismelor și mașinilor va fi folosit pentru lucrări cu studenții.

BIBLIOGRAFIE

1. I. I. Artobolevschi, *Teoria Mecanismelor și Mașinilor*, traducere din limba rusă, Editura tehnică 1955.
2. Manolescu și Maros, *Cinetostatica și dinamica mecanismelor*, Editura Tehnică. 1959.

ИСПЫТАНИЯ ЦЕНТРОБЕЖНОГО РЕГУЛЯТОРА С ШАРАМИ

(РЕЗЮМЕ)

В работе дается экспериментальный метод определения характеристики «С» и степени нечувствительности регуятора, а также изменения управляющей силы.

CONTRIBUTIONS À L'ESSAI D'UN RÉGULATEUR CENTRIFUGAL À BILLES

(RÉSUMÉ)

On indique dans ce travail une méthode expérimentale pour la détermination de la caractéristique „C" et du degré de l'insensibilité du relateur autant que la variation de la force de commande.

DETERMINAREA REGIMULUI ELECTRIC OPTIM PENTRU ASCUȚIREA SCULELOR DIN ALIAJE POLDI MAXIMUM SPECIAL, G.A., T15K6, S1, BK8 și OLC45 LA MAȘINA ANODO-MECANICĂ TIP 4352

DE

A. NANU, ȘT. GHEORGHIU, N. ACHIMESCU

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

1. STUDIUL CIRCUITULUI DE LUCRU AL MAȘINII ANODO-MECANICE TIP 4352

Ascuțirea mecanică a sculelor prezintă o serie de deficiențe (fisurarea plăcuțelor dure, consum mare de discuri abrazive etc.).

Pentru înlăturarea acestora s-au căutat metode noi de ascuțire, dintre care s-a impus ascuțirea anodo-mecanică.

Mai multe tipuri de mașini de ascuțit bazate pe această metodă au fost deja fabricate în serie. Laboratorul de prelucrări prin electroeroziune al I.P.T. a fost dotat cu mașina de fabricație sovietică tip 4352.

Circuitul electric de lucru al mașinii de ascuțit este alimentat în curent continuu printr-un redresor cu seleniu montat după schema trifazată Larionov (în punte trifazată). Redresorii sînt alimentați de 3 transformatori monofazați în manta „tip Y 3M".

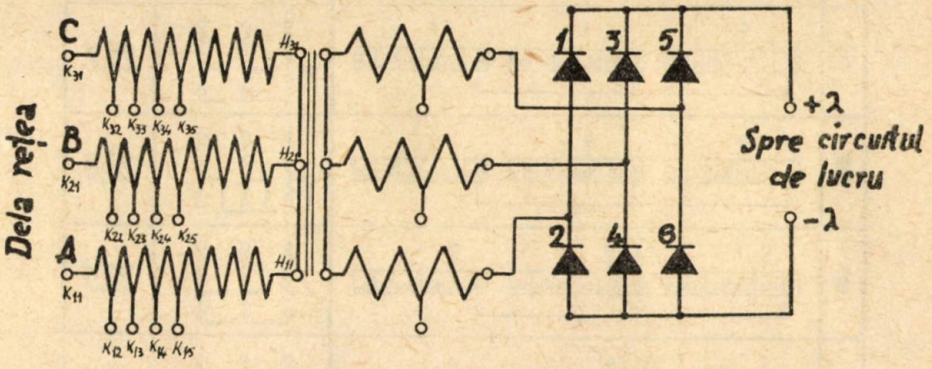


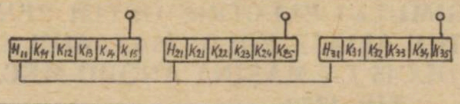
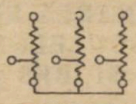
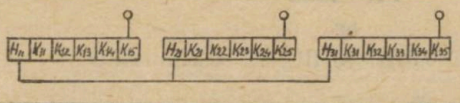
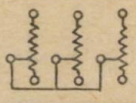
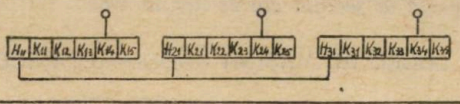
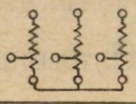
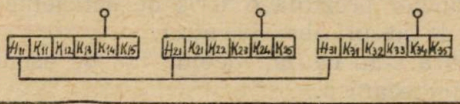
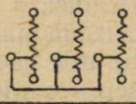
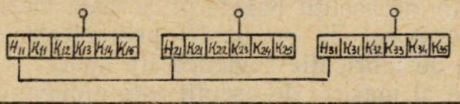
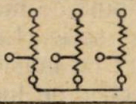
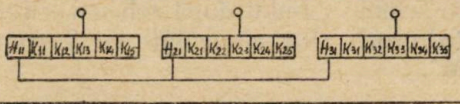
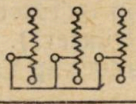
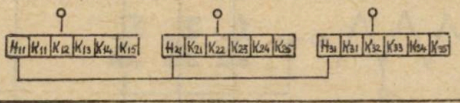
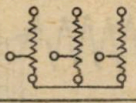
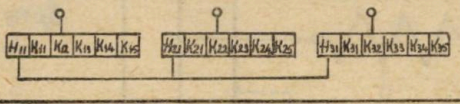
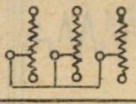
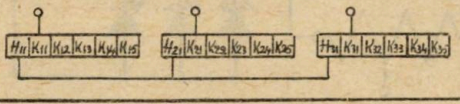
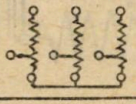
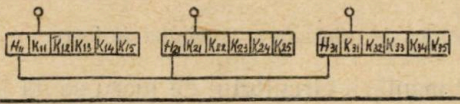
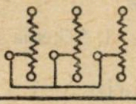
Fig. 1. Schema electrică de principiu a circuitului de lucru.

Schema de principiu a alimentării circuitului de lucru se dă în figura 1.

Bobinajul primar al celor 3 transformatori monofazați are 4 prize (trepte de reglare, pentru compensarea îmbătrînirii elementelor de seleniu).

Tabela 1

Tensiunile secundare obținute la transformator prin diferite conexiuni

Nr. crt.	Legăturile pe tabloul cu cleme al înfășurărilor primare	Legătura în înfășurarea secundară spre redresor	U_2 volți
1			20,4
2			19,0
3			20,9
4			19,4
5			23,4
6			22,0
7			25,7
8			24,0
9			29,5
10			27,4

Măsurătorile făcute asupra transformatorilor în diferitele poziții de conectare sînt cele date în tabela 1. unde s-au trecut tensiunile secundare în gol rezultate în diferite variante de legături, atunci cînd înfășurarea primară este alimentată la 380 V și 50 Hz.

Pentru a se găsi conexiunea în care se poate obține tensiunea secundară dorită la eventuale variații ale tensiunii primare (frecvente și în limite largi în cazul rețelei unde este conectată mașina în prezent) s-au calculat pentru grupul transformatoric rapoartele de transformare pentru fiecare variantă de conexiuni din tabela 1.

$$K_1 = \frac{U_1}{U_{21}} = \frac{380}{20{,}4} = 18{,}6; \qquad K_2 = \frac{U_1}{U_{22}} = \frac{380}{19} = 20;$$

$$K_3 = \frac{U_1}{U_{23}} = \frac{380}{20{,}9} = 18{,}2; \qquad K_4 = \frac{U_1}{U_{24}} = \frac{380}{19{,}4} = 19{,}6;$$

$$K_5 = \frac{U_1}{U_{25}} = \frac{380}{23{,}4} = 16{,}2; \qquad K_6 = \frac{U_1}{U_{26}} = \frac{380}{22} = 17{,}3;$$

$$K_7 = \frac{U_1}{U_{27}} = \frac{380}{25{,}7} = 14{,}8; \qquad K_8 = \frac{U_1}{U_{28}} = \frac{380}{24} = 15{,}8;$$

$$K_9 = \frac{U_1}{U_{29}} = \frac{380}{29{,}5} = 12{,}9; \qquad K_{10} = \frac{U_1}{U_{30}} = \frac{380}{27{,}4} = 13{,}4.$$

Pentru orientare mai rapidă în alegerea regimului electric rapoartele de transformare s-au reprezentat grafic în figura 2.

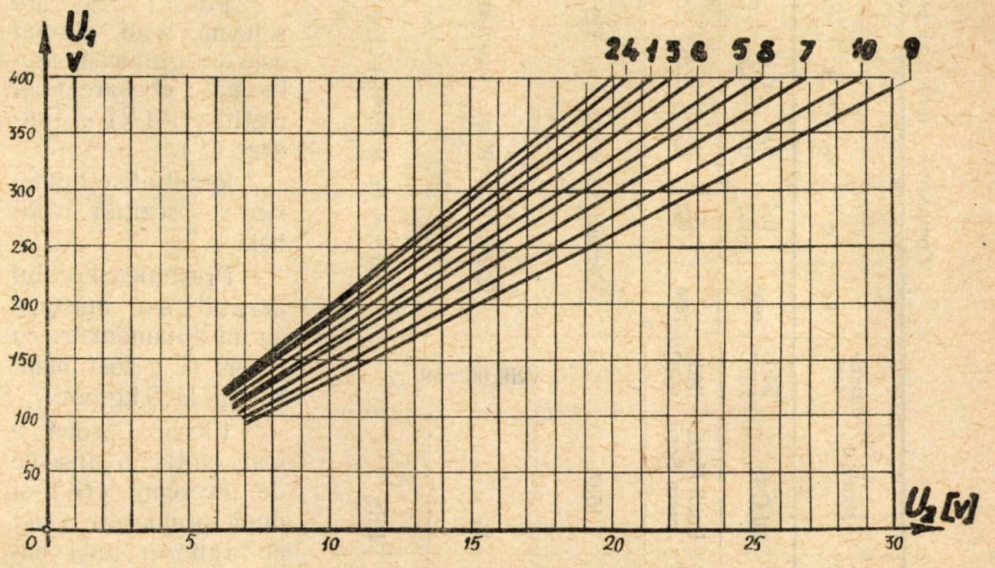


Fig. 2. Reprezentarea grafică a rapoartelor de transformare.

Tabela 2

Compoziția chimică și principale proprietăți ale aliajelor încercate

Nr. crt	Material	Duritate	Compoziția chimică											Observații
			Fe	C	Mn	Si	Cr	W	V	Ti	Co	Maxim Si	Maxim P	γ g/cm³	τ °C topire	
1	OLC 45	54,1 HRC	rest	0,4 –0,5	0,4 –0,8	0,15 –0,37	—	—	—	—	—	0,05	0,04	7,85	1410 —1480	
2	Poldi Maximum Spec	64.2 HRC	rest	0,8	0,2	0,25	3,9	8,75	1,85	—	—	—	—		1550	
3	T 15K6	88—90 HRA	Carburi de W 79 % și Ti 15 %+Liant Co 6 %													Temp. de sinterizare 1408
4	S_1		Carburi de W și Ti cu Liant Co													
5	BK8		Carburi de W 92 %+Liant 8 % Co													

2. REZULTATE OBȚINUTE EXPERIMENTAL

S-a studiat comportarea la ascuțirea anodo-mecanică a cîtorva dintre cele mai utilizate aliaje la fabricarea sculelor aşchietoare — Poldy Maximum special G.A., T15K6, S1, BK8.

Pentru comparație s-a studiat și OLC45.

Compoziția și principalele proprietăți ale acestor aliaje sînt prezentate în tabela 2.

Pentru fiecare aliaj prezentat în tabela 2 s-au efectuat măsurători după schemele de conexiuni 3, 5 și 7, care sînt cele mai adecvate scopului propus.

Pentru fiecare schemă s-au studiat cele 3 regimuri de prelucrare: ebosare (E), rectificare (R) și finisare (F).

Rezultatele numerice se prezintă în tabela 3.

Presiunea discului mașinii s-a măsurat cu un dinamometru cu resort și a fost menținută la 5 kg/cm².

Fiecare probă a fost cîntărită înainte de încercare (G_1) și după prelucrare (G_2) cu ajutorul unei balanțe analitice.

Tabela 3

Rezultatele experimentale obținute la mașina anodo mecanică tip 4352

Nr. crt	Simbol probă	Regimul de lucru	Schema de conexiuni 3						Schema de conexiuni 5						Schema de conexiuni 7						Observații
			Param. electr. Tens. V	Curent A	Timp de preluc. s	Mărimea asperităților μ	Clasa de finețe a supr.	Prelevarea g/cm²·s	Param. electr. Tens. V	Curent A	Timp de preluc. s	Mărimea asperităților μ	Clasa de finețe a supr.	Prelevarea g/cm²·s	Param. electr. Tens. V	Curent A	Timp de preluc. s	Mărimea asperităților μ	Clasa de finețe a supr.	Prelevarea g/cm²·s	
1	OI C 35	E	17	41	90″	34,65	4	0,0320	17	52	60″	34,020	4	0,0417	17	60	30″	25,830	4	0,0530	
		R	17	10	30″	12,05	5		16	12	30″	15,289	5		16	18	30″	14,364	5		
		F	12	5	30″	10,50	6		12	3	30″	8,220	6		14	4	30″	7,686	6		
2	Poldy. Max. special GA	E	20	30	90″	36,54	4	0,0334	19	40	30″	42,290	3	0,0569	19	50	15″	38,556	4	0,0802	
		R	17	15	30″	14,24	5		17	12	30″	20,452	5		18	16	15″	18,296	5		
		F	10	4	30″	4,50	6		11	3	30″	5,626	7		12	4	30″	7,308	6		
3	T15 K6	E	16	42	90″	26,46	4	0,0129	17	52	60″	23,814	4	0,0182	16	67	15″	11,088	5	~0,635	Se rupe proba după ~15″ Secțiunea rămasă ~0,5 cm²
		R	12	19	30″	5,87	7		13	20	30″	7,104	6		13	22	30″	6,962	6		
		F	9	1	30″	3,23	7		10	2	30″	5,264	7		11	8	30″	2,262	8		
4	S_1	E	16	40	90″	26,33	4	0,0146	16	62	60″	28,224	4	0,0402	16	65	30″	17,640	5	~0,045	Se rupe proba la ~20″ Secțiunea rămasă ~0,5 cm²
		R	16	12	30″	7,31	6		16	15	30″	8,596	6		15	19	30″	10,070	6		
		F	8	7	30″	3,21	7		7	10	30″	2,784	7		6	13	30″	2,088	8		
5	BK8	E	15	43	90″	18,75	5	0,0202	15	55	60″	24,318	4	0,0296	15	70	30″	13,104	5	0,0426	
		R	8	20	30″	5,57	7		10	23	30″	6,364	6		12	28	30″	7,586	6		
		F	6	7	30″	3,89	7		4	11	30″	2,740	8		5	12	30″	2,446	8		

Cantitatea de material prelevat (G) în grame/cm^2 · sec s-a calculat cu relația 1.

$$G = \frac{G_1 - G_2}{S \cdot t} \quad (1)$$

în care :

S este suprafața prelucrată în cm^2 (s-a lucrat cu probe de 1 cm^2) ;
t — timpul de prelucrare în sec.

Pentru regimul de eboșare s-au ridicat curbele $G = f(I)$, prezentate în figura 3.

Dacă la regimul de eboșare interesează în special cantitatea specifică de material prelevat G, la celelalte regimuri este importantă, calitatea su-

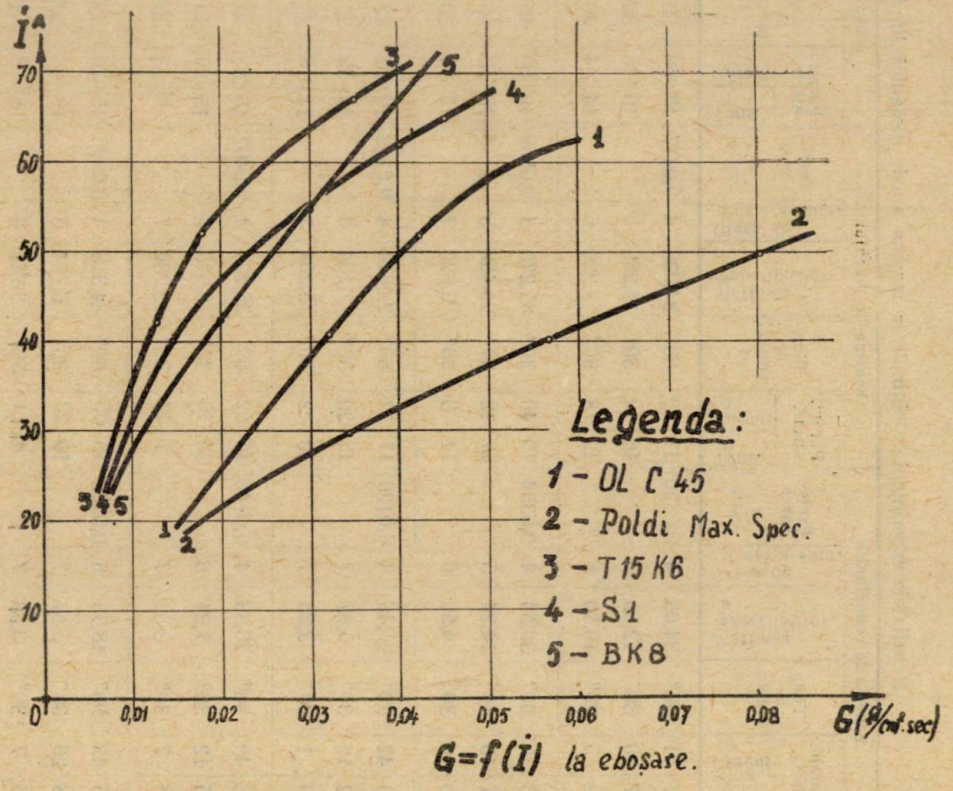


Fig. 3. $G = f(I)$ la regimul de eboșare.

prafeței obținute. Pentru cunoașterea calității suprafețelor s-au determinat la fiecare probă în parte valorile medii ale înălțimilor maxime h, ale asperităților suprafețelor.

Măsurătorile s-au efectuat cu un aparat Zeiss — prof. Dr. Schmaltz nr. CZ24, G460-1.

Atît valorile prelevării G (în g/cm^2 · sec) cît și ale înălțimii asperităților h, (în microni) se prezintă în tabela 3.

Cu ajutorul valorilor măsurate și determinate s-au putut ridica diagramele din figurile 4, 5 și 6.

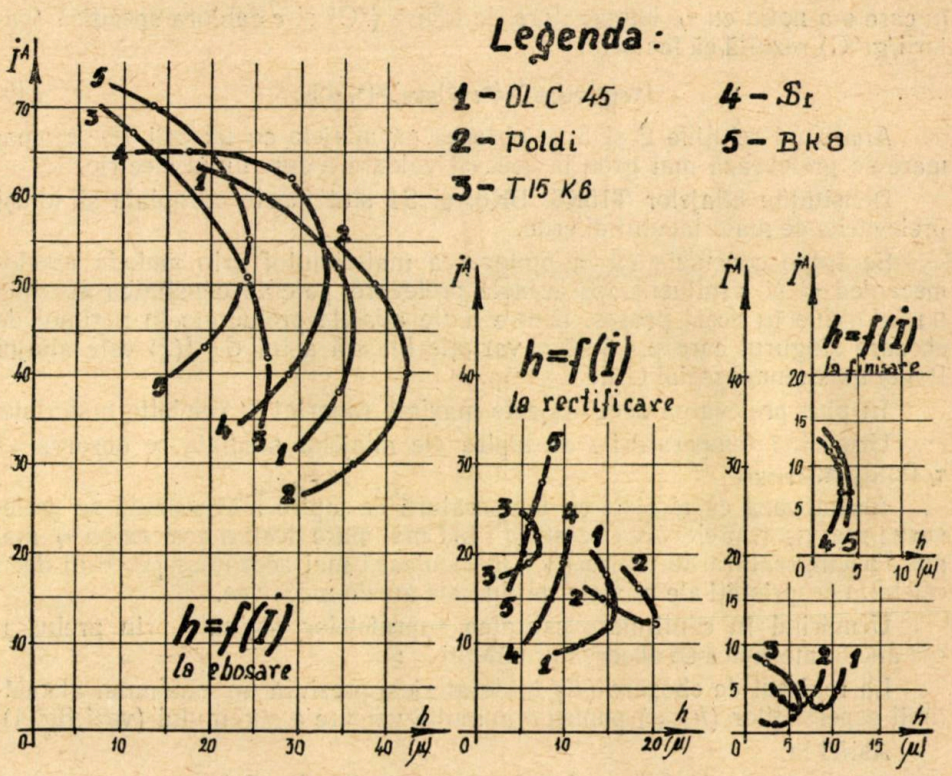


Fig. 4. $h=f(I)$ la regimul de eboșare.

Fig. 5. $h=f(I)$ la regimul de rectificare (mediu).

Fig. 6. $h=f(I)$ la regimul de finisare.

3. INTERPRETAREA REZULTATELOR OBȚINUTE

Urmărind prelevarea materialului în regimul de eboșare se observă că G este o funcție de I, dependența nefiind însă în toate cazurile liniară. Astfel, OLC45 pentru curent pînă la 60 A, creșterea lui G este mică față de creșterea lui I, pentru ca de la 60 A în sus G să crească foarte mult la creșteri relativ mici ale lui I (figura 3 curba *1*).

Aliajele T15K6, BK8 și S1 (fig. 3 curbele *3*, *4* și *5*) prezintă aceeași formă de creștere a lui G ca funcție de I.

Se observă că pentru același curent :

$$G_{T15K6} < G_{BL8} < G_{S1} \quad \text{sau} \quad G_3 < G_5 < G_4 \qquad (2)$$

cum însă

$$\tau_{t\,T15K6} > \tau_{t\,BK8} > \tau_{t\,S1} \tag{3}$$

şi

$$c_{T15K6} > c_{BK8} > c_{S1} \tag{4}$$

în care s-a notat cu τ_t temperatura de topire (°C) şi c căldura specifică (calorii/gr°C) rezultă că factorii :

$$(\tau_t \cdot c)_{T15K6} > (\tau_t \cdot c)_{BK8} > (\tau_t \cdot c)_{S1} \tag{5}$$

Analizînd relaţiile 2 şi 5 se observă că aliajele cu factorii $(\tau_t \cdot c)$ mai mare se prelevează mai greu la aceeaşi valoare a curentului electric.

Densităţile aliajelor T15K6, BK8, şi S1 sînt foarte apropiate şi totuşi prelevările de material sînt diferite.

Se trage concluzia că la prelevarea materialului prin metoda anodo-mecanică τ_t şi c influenţează această prelevare, pe cînd densitatea acestuia nu intervine în acest proces. Dintre toate aliajele prelucrate în regimul de eboşare singurul care prezintă o variaţie lineară a lui $G = f(I)$ este aliajul Poldy maximum special G.A.

In plus prelevarea acestuia este maxima raportat la celelalte materiale.

Urmărind temperaturile de topire ale aliajelor studiate se observă că τ_t Poldy $\ll \tau_{t\,T15K6}$.

Insemnează că aliajele cu temperatură de topire mai scăzută se prelevează mai uşor, prelevarea acestora fiind mai mare decît a acelora cu τ_t mai mare : temperatura de topire (τ_t) influenţează mai accentuat procesul decît celelalte proprietăţi ale aliajelor prelucrate anodo-mecanice.

Urmărind în continuare calitatea suprafeţelor obţinute prin prelucrarea anodo-mecanică se observă următoarele :

La regimul de eboşare (E) toate aliajele prezintă un maximum al înălţimii asperităţilor (h_{max}) pentru o anumită valoare a curentului (vezi fig. 4).

Astfel la

OLC45	$h_{max} = 37\,\mu$	pentru $I = 45$ A
T15K6	$h_{max} = 27\,\mu$	pentru $I = 42$ A
BK8	$h_{max} = 24\,\mu$	pentru $I = 55$ A
S1	$h_{max} = 33\,\mu$	pentru $I = 52$ A
Poldy	$h_{max} = 42{,}5\,\mu$	pentru $I = 40$ A

Din această constatare şi pe baza rezultatelor trecute în tabela 3 se poate afirma că dacă se urmăreşte obţinerea unei suprafeţe calitative bune direct din regimul de eboşare, trebuieşte evitată zona de h_{max}.

Pentru aliajele studiate, dacă urmărim ca prin eboşare să se obţină suprafeţe cu $h < 20\,\mu$, se vor evita următoarele domenii cu curenţi :

OLC45	30—65 A
T15K6	32—65 A
BK8	45—64 A
S1	37—65 A
Poldy max. spec.	22—60 A

Urmărind și figura 3 se constată că între 30—60 A și G este relativ mic pe lîngă o valoare mare a lui h, după cum s-a văzut din cele anterioare, lucru care ne face să afirmăm că la aliajele specificate trebuiește evitată eboșarea la curenții cuprinși între 30—60 A, recomandîndu-se regimul de eboșare cu 60—70 A la care pe lîngă o prelevare bună, ajungem și la suprafețe calitative superioare.

În această situație dacă suprafeței nu i se cer calități superioare ($h \cong$ $\cong 20\,\mu$) prelucrarea aliajului se poate face direct numai prin eboșare, eliminîndu-se regimurile de rectificare și finisare care necesită timp și consum de energie, respectiv material.

La prelucrarea sub 30 A, prelevarea este mai mică, se intră în regimul de rectificare (R) ajungîndu-se pentru curenții de 20—30 A la calități de suprafață ca și între 60—70 A.

La regimul de rectificare (R) pentru asigurarea de asperități cu $h=5$—15 se recomandă curenți între 10 și 20 A (vezi fig. 5) după cum urmează :

Pentru OLC45	12—16 A
Poldy maximum special G.A.	10—18 A
S1	10—18 A
T15K6	18—20 A
BK8	20 A

Se observă că înălțimea asperităților deci calitatea suprafețelor este influențată de duritatea materialului. La aliajele cu duritatea mai mică (OLC45 cu $H_{RC}=53$ și Poldy max. spec. G.A. cu $H_{RC}=65$) asperitățile sînt mai mari decît la cele cu duritate mai ridicată, T15K6, BK8, S1 care prezintă $H_{RC}=88$—90).

La regimul de finisare (F) pentru asigurarea de asperități cu $h=3$—$5\,\mu$ se recomandă curenți între 3—8 A. Recomandația este valabilă numai la aliajele dure (T15K6, S1, BK8) deoarece la aliajele OLC45 și Poldy max. spec. G.A. pentru 3—5 A, asperitățile obținute variază între 5 și 8μ (vezi fig. 6).

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОГО ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО РЕЖИМА ДЛЯ ОТТАЧИВАНИЯ ИНСТРУМЕНТА ИЗ СПЛАВОВ НА АНОДО-МЕХАНИЧЕСКОЙ МАШИНЕ ТИПА 4352

(РЕЗЮМЕ)

В работе определяется оптимальный электрический режим оттачивания инструмента из твердых пластинок Т 15 К6, S1, ВК 8, и ОС 45, на анодо-механической машине, типа 4352, выполняя 3 обработочных режима : обжатие, полуотделка и отделка.

Для оценки производительности процесса был выбран в качестве параметра изъятие (г/см², сек.), а для качества поверхности средняя высота шероховатостей (h в μ).

LA DÉTERMINATION DU RÉGIME ÉLECTRIQUE OPTIME POUR L'AIQUISAGE DES OUTILS EN ALLIAGE POLDY MAXIMUM SPÉCIAL À L'AIDE DE LA MACHINE ANODO-MÉCANIQUE TYPE 4352

(RÉSUMÉ)

On détermine dans cet ouvrage le régime électrique optime d'aiquisage des outils en Poldy Maximum spécial A.G. des plaquette dures T15K6, S1, BK8 et OLC45 à la machine anodo-mécanique, type 4352, exécutant 3 régimes d'usinage : ébauchage, demi-finissage et finissage.

On a choisi en guise de paramètre la prélevation, pour l'appréciation de la productivité processus g (cm^2.sec) et pour la qualité de la surface la hauteur moyenne des aspérités (h en μ).

ADAPTAREA UNUI TRADUCTOR DE FORȚĂ LA O FRÎNĂ HIDRAULICĂ

DE

M. POPOVICIU, I. POTENCZ, A. ANGHEL

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

Pentru măsurarea cuplului stațiunea de încercare la cavitație a turbinelor hidraulice MHT-200, a fost dotată cu o frînă hidraulică verticală.

S-a preconizat măsurarea cuplului la statorul frînei printr-un sistem balanță-comparator, readucînd cu greutăți cunoscute brațul frînei în poziția de echilibru (fig. 1).

În cazul regimurilor de instabilitate mare a turbinei, atît la încercările energetice, cît mai ales la cele de cavitație, sistemul prezenta o serie de neajunsuri, printre altele:

— echilibrare dificilă (ceea ce conduce la mărirea nejustificată a duratei încercărilor);

— citiri incomode ale poziției de echilibru la comparator, datorită vibrațiilor puternice care apar (mai cu seamă în regimuri de cavitație).

Aceste motive au stat la baza propunerii de înlocuire a sistemului inițial de măsurat cuplul. Deoarece laboratorul MHT este dotat cu un aparat electronic de tip Maihak pentru măsurarea puterii s-a luat hotărîrea de a adapta acest aparat la condițiile stațiunii de încărcare la cavitație a turbinelor hidraulice MHT-200.

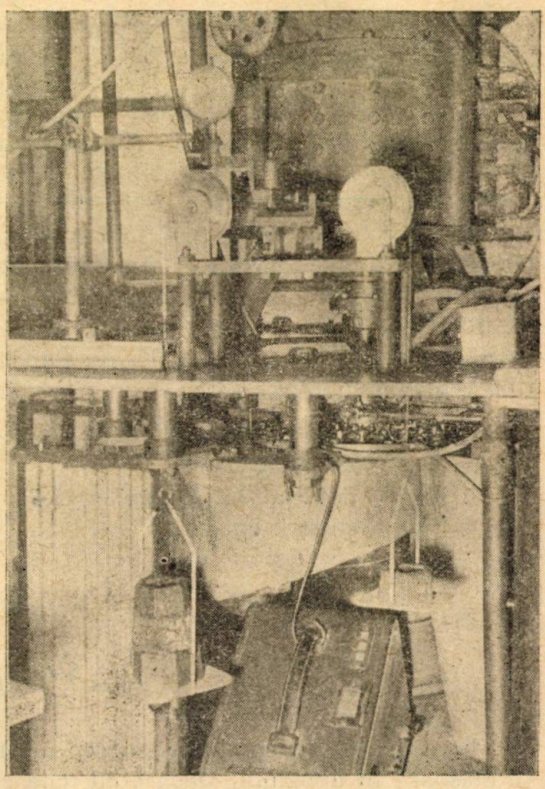


Fig. 1. Sistemul vechi de măsură balanță-comparator.

În principiu acest instrument determină cuplul transmis printr-un arbore măsurînd deformația unghiulară $\Delta\varphi$ suferită de către un tronson de arbore de lungime cunoscută L. Se știe că :

$$\Delta\varphi = \frac{M_t L}{GJ_p}$$

În scopul determinării lui $\Delta\varphi$, pe arbore se fixează rigid două semicuple la o distanță L, în care se montează traductorii propriu-ziși. Aceștia conțin o coardă de oțel pretensionată, a cărei frecvență de oscilație proprie este direct proporțională cu alungirea ei, deci cu tensiunea din fir.

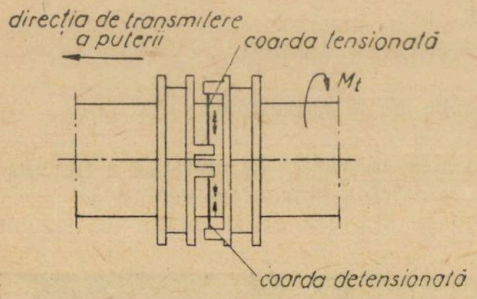


Fig. 2. Amplasarea traductorului.

Prin deplasarea relativă dintre cele două semicuple — datorită deformației unghiulare — una dintre coardele de măsură va fi tensionată iar cea de-a doua detensionată (fig. 2).

Aparatul de măsură, la rîndul său, conține o coardă întinsă cu un sistem de pîrghii acționate prin intermediul unui cadran. Frecvențele oscilațiilor proprii ale coardelor de măsură aplicate în traductor se compară cu frecvența coardei aparatului cu ajutorul ecranului unui tub catodic. În momentul în care cele două frecvențe vor fi egale pe ecran se va obține un cerc sau o elipsă.

În construcția aparatului mai intră și o coardă de comparație K pretensionată la o anumită valoare fixă precum și un generator de impulsuri care dă impulsuri de tensiune ce mențin coardele de măsură în vibrație continuă.

În rezumat putem spune că unghiul de deformație se măsoară prin intinderea în domeniul elastic al unui fir metalic. Făcînd notațiile :

R — raza de plasare a corzii,
L — alungirea corzii,
$\Delta\varphi$ — deformația unghiulară între cele două cuple datorită transmiterii puterii

putem scrie :

$$\Delta L = R\Delta\varphi,$$

iar

$$M_t = \frac{GJ_p}{LR}\Delta L,$$

Pe cadranul aparatului alungirea ΔL a fiecăruia dintre cei doi traductori se măsoară în diviziuni. Dacă vom nota cu ΔD diferența între valoarea citită pe cadran în momentul final și valoarea citită în momentul inițial (cînd

încă nu se aplicase momentul de torsiune), existînd o corespondență directă între diviziuni și alungire putem scrie :

$$L = C_1 \Delta D_1 \quad \text{— traductor 1}$$

$$L = C_2 \Delta D_2 \quad \text{— traductor 2}$$

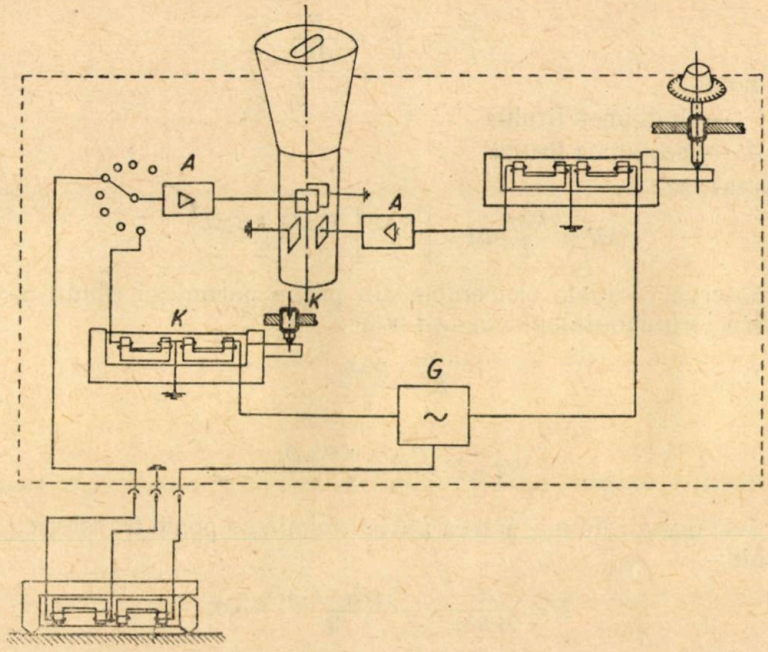


Fig. 3. Construcția aparatului Maihak.

Doarece alungirea ΔL este identică pentru ambii traductori :

$$\Delta L = \frac{C_1 \Delta D_1 + C_2 \Delta D_2}{2}$$

iar

$$M_t = \left[\frac{GJ_p}{LR}\right] \cdot \frac{C_1 \Delta D_1 + C_2 \Delta D_2}{2} .$$

Luînd constantele în mod potrivit se poate obține direct puterea

$$N^{CP} = \frac{K_1 \Delta D_1 + K_2 \Delta D_2}{2} n.$$

La stațiunea de încercarea turbinelor la cavitație MHT-200 nu a fost posibilă intercalarea între turbină și frînă a celor două semicuple datorită lipsei de spațiu.

Pentru a realiza modificări minime ne-am hotărît să utilizăm traductorul pentru măsurători de forță direct la brațul frînei hidraulice.

În această situație constantele de mai sus își pierd sensul însă putem considera că alungirea corzii apare datorită forței F exercitate la raza R (brațul frînei hidraulice), datorită cuplului transmis de statorul frînei.

După Hooke alungirea specifică va fi

$$\frac{\Delta l}{l} = \frac{\sigma}{E} = \frac{F}{AE}$$

Am notat :

l — lungimea firului

A — secțiunea firului

În acest caz :

$$Mt = \frac{RAE}{l}\Delta l = \left[\frac{RAE}{l}\right]\frac{C_1\Delta D_1 + C_2\Delta D_2}{2}.$$

Se observă că toate elementele din prima paranteză rămîn constante, odată traductorul montat, putem deci nota :

$$K = \frac{RAE}{l}.$$

Iar

$$Mt = K\frac{C_1\Delta D_1 + C_2\Delta D_2}{2}.$$

Dacă se urmărește măsurarea puterii relația se poate transforma în mod convenabil :

$$N = \frac{K}{71\,620}\cdot\frac{C_1\Delta D_1 + C_2\Delta D_2}{2}\cdot n.$$

Pentru calcule efective este însă mai comod să se scrie constantele sub o nouă formă

$$K_1 = \frac{C_1K}{71\,620}; \quad K_2 = \frac{C_2K}{71\,620}.$$

Relația finală pentru calculul puterii va fi analoagă cu cea obținută în cazul aplicării canonice a traductorilor :

$$N^{CP} = \frac{K_1\Delta D_1 + K_2\Delta D_2}{2} n^{rot/min}.$$

Deoarece caracteristicile traductorului nu ne sînt cunoscute, iar valoarea modulului de elasticitate la exactitatea necesară nu poate fi determinată, vom căuta constantele prin aplicarea unui cuplu cunoscut. Așa dar

$$K = \frac{2Mt}{C_1\Delta D_1 + C_2\Delta D_2}.$$

La determinările obișnuite este necesară introducerea mediei cititorilor, deoarece punctul inițial față de care facem diferențele ΔD manifestă o

oarecare instabilitate. Datorită montării compensatoare și calculului cu media citirilor, deplasarea punctului de nul fiind paralelă, indiferent dacă în calcule se vor introduce valorile de moment nul, citite la începutul măsurătorilor sau la sfîrșitul lor rezultatele vor fi aceleași.

La operația de etalonare vom lua însă în considerare numai acele șiruri de valori la care punctul inițial revine după măsurători cu exactitatea necesară.

În această ipoteză constanta se poate determina din relația :

$$K = \frac{Mt}{C_1 \Delta D_1} = \frac{Mt}{C_2 \Delta D^2} \cdot$$

Valoarea medie aritmetică a constantei, determinată printr-un șir de 76 de măsurători a rezultat :

$$K = [5{,}4357 \pm 0{,}0078] \cdot 10^4 \text{ kg}$$

Valoarea 0,0078 reprezintă abaterea medie pătratică.

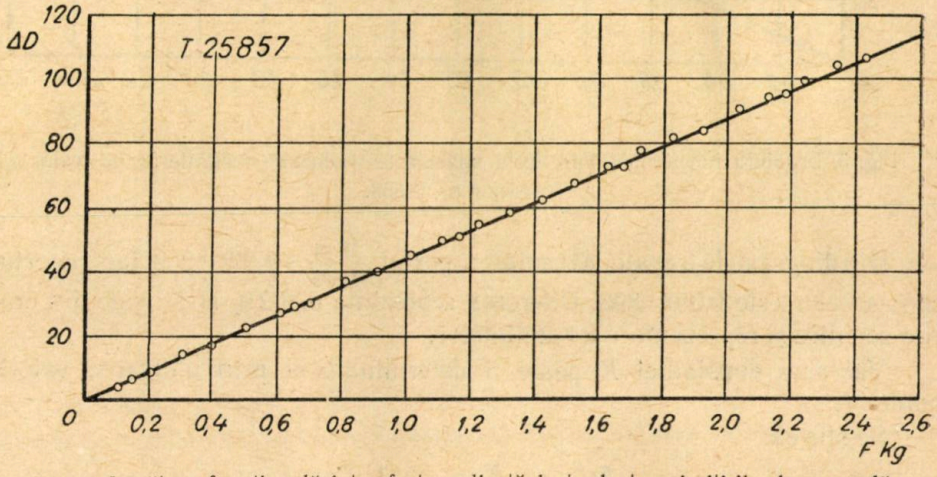


Fig. 4. Legătura funcțională între forța aplicată la traductor și citirile de pe scală. Traductor nr. 25857.

În diagrame a fost reprezentată direct dependența funcțională între forța de tracțiune aplicată și diviziunile citite pe scala instrumentului. Cum alungirile celor două fire trebuie să fie egale, între pantele celor două drepte trebuie să existe un raport constant

$$\Delta L_1 = \Delta L_2 = C \cdot F$$

$$C_1 \Delta D_1 = C_2 \Delta D_2 = C \cdot F$$

$$C = C_1 \frac{\Delta D_1}{F} = C_2 \frac{\Delta D_2}{F} \cdot$$

Așa dar :

$$C_1 \operatorname{tg} \alpha_1 = C_2 \operatorname{tg} \alpha_2$$

sau

$$\frac{\operatorname{tg} \alpha_1}{\operatorname{tg} \alpha_2} = \frac{C_2}{C_1}.$$

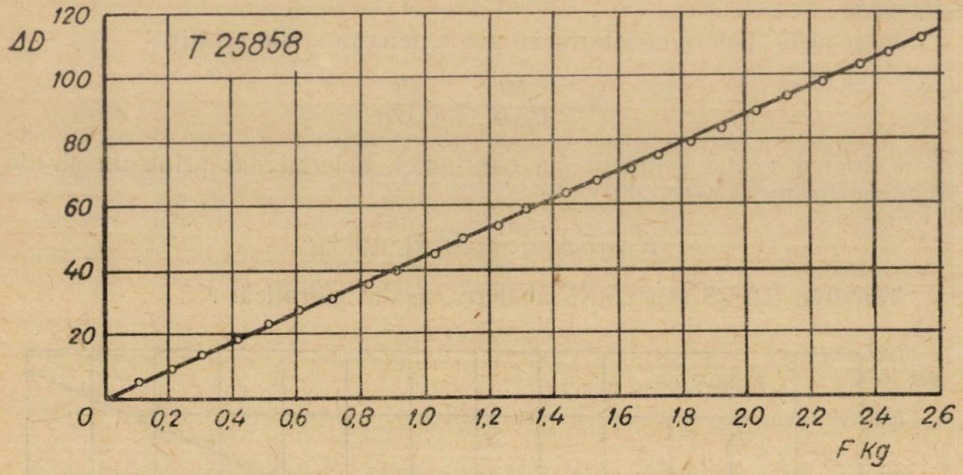


Fig. 5. Legătura funcțională între forța aplicată la traductor și citirile de pe scală. Traductor nr. 25858.

Din diagramele trasate a rezultat raportul $\frac{\operatorname{tg} \alpha_1}{\operatorname{tg} \alpha_2} = 0{,}990 \cdot 909$ iar raportul constantelor este $0{,}987 \cdot 893$. Diferența reprezintă 0,302% și provine din erorile de citire și reprezentare a rezultatelor.

Valoarea constantei K poate fi determinată și prin utilizarea valorii pantelor.

Se știe că

$$\frac{A \cdot E}{l} = \frac{F}{C_1 \Delta D_1} = \frac{1}{C_1 \operatorname{tg} \alpha_1}.$$

Dar

$$K = \frac{R \cdot AE}{l} = \frac{R}{C_1 \operatorname{tg} \alpha_1} = \frac{R}{C_2 \operatorname{tg} \alpha_2}.$$

Deoarece există o diferență de 0,3% între cele două valori vom lucra cu media :

$$C \operatorname{tg} \alpha = \frac{C_1 \operatorname{tg} \alpha_1 + C_2 \operatorname{tg} \alpha_2}{1}.$$

Rezultatul obținut a fost

$$K = 5{,}436 \cdot 10^4 \text{ kg}$$

Constantele parțiale vor fi :

$$K_1 = \frac{C_1 K}{71\,620} = \frac{4{,}13 \cdot 10^{-5} \cdot 5{,}436 \cdot 10^4}{7{,}1620 \cdot 10^4} = 3{,}135 \cdot 10^{-5}$$

$$K_2 = \frac{C_2 K}{71\,620} = \frac{4{,}08 \cdot 10^{-5} \cdot 5{,}436 \cdot 10^4}{7{,}1620 \cdot 10^4} = 3{,}097 \cdot 10^{-5}$$

La încercările noastre nu a fost precizată influența temperaturii asupra măsurătorilor. Citirile au fost efectuate la o temperatură aproximativ constantă de cca. 16 °C.

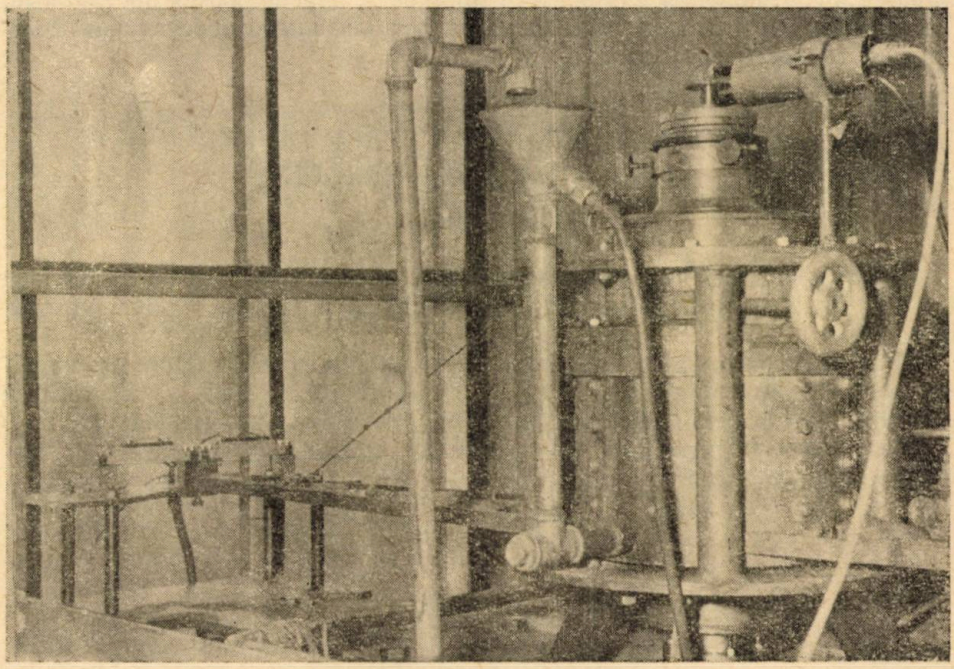


Fig. 6. Amplasarea traductorilor.

În urma experienței acumulate pînă în prezent subliniem că exactitatea rezultatelor este influențată în foarte mare măsură de justețea montării traductorilor. Montări necorespunzătoare conduc atît la modificarea unghiului α de înclinare cît și la translația dreptei $\Delta D = f(F)$.

În condițiile noastre se poate aprecia montajul ca fiind corect atunci cînd valoarea diviziunilor citite la scala aparatului, pentru $M_t = 0$ este aceiași atît înainte cît și după efectuarea măsurătorilor. De asemenea raportul între diviziunile citite la $M_t = 0$ pentru cei doi traductori trebuie să fie egal cu inversul raportului constantelor C.

În concluzie, rezultatele măsurătorilor efectuate arată că este posibilă utilizarea traductorilor în condițiile de montaj preconizate. Datorită comodității citirilor, durata încercărilor s-a redus la jumătate.

ПРИМЕНЕНИЕ СИЛОВОГО ДАТЧИКА ДЛЯ ГИДРАВЛИЧЕСКОГО ТОРМОЗА

(РЕЗЮМЕ)

При измерении мощности на испытательных станциях на кавитацию гидротурбин МХт-200 применялось приспособление для измерения момента. Ввиду отсутствия места, не было возможности применить обычный монтаж. В работе указывается примененный монтаж, устанавливаются соотношения для расчета мощности, определяются постоянные. Реализованный монтаж соответствует требованиям, обеспечивая быстроту и точность определения.

ADAPTATION D'UN TRADUCTEUR DE FORCE À UN FREIN HYDRAULIQUE

(RÉSUMÉ)

Afin de mesurer la puissance dans la station d'essai à la cavitation des turbines hydrauliques MHT-200, on a utilisé un dispositif pour mesurer le couple.

Faute d'espace, le montage habituel ne pas été possible. Dans ce travail on montre le montage adopté, on établit les relations pour le calcul de la puissance, on détermine la structure des constantes ainsi que leur volume.

Le montage correspond aux exigences imposées, en assurant des mesures précises et rapides.

STUDIUL COMPARATIV AL CARACTERISTICILOR ENERGETICE ŞI DE CAVITAŢIE AL UNOR ROTORI DE TURBINĂ AXIALĂ

DE

I. PREDA ŞI A. ANGHEL

Lucrare comunicată la şedinţa din 28 aprilie 1963.

În construcţia maşinilor hidraulice se practică larg încercarea maşinilor pe modele, care asigură cercetarea funcţionării lor în diferite regimuri şi ca atare obţinerea unor date amănunţite asupra indicilor de funcţionare a viitoarelor maşini în mărime naturală.

Încercările modelelor reduse preced realizarea maşinii respective şi folosesc la prelucrarea constructivă a părţilor prin care trece curentul de fluid în scopul obţinerii unor indici tehnici optimi.

În lucrarea de faţă se prezintă rezultatele cercetărilor experimentale efectuate în Laboratorul de Maşini Hidraulice din Timişoara pentru trei rotori de turbină axială destinaţi unor centrale din Complexul hidroenergetic Bistriţa-aval.

Proiectarea rotorilor s-a făcut prin metoda portanţei utilizînd diferite profile din seria Göttingen, MHT, Clark-Y, alegîndu-se aceleaşi date de calcul : $Q_{11}=1\,145$ l/s, $n_{11}=148$ rot/min, $d/D=0{,}45$.

Acest lucru ne permite să comparăm aceste rotoare între ele, cercetările efectuate avînd atît o importanţă metodologică cît şi una practică. Rotorii astfel proiectaţi au fost realizaţi şi încercaţi pe rînd în aceeaşi turbină model (fig. 1), montată în staţiunea de cavitaţie MHT-200.

Diametrul tuturor rotorilor încercaţi a fost luat egal cu $D=200$ mm.

Descrierea modelului turbinei, a metodicei de încercare, precizia

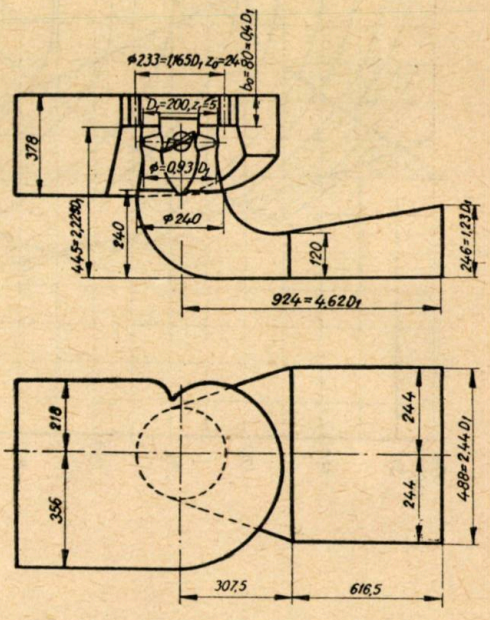


Fig. 1. Dimensiunile turbinei hidraulice model.

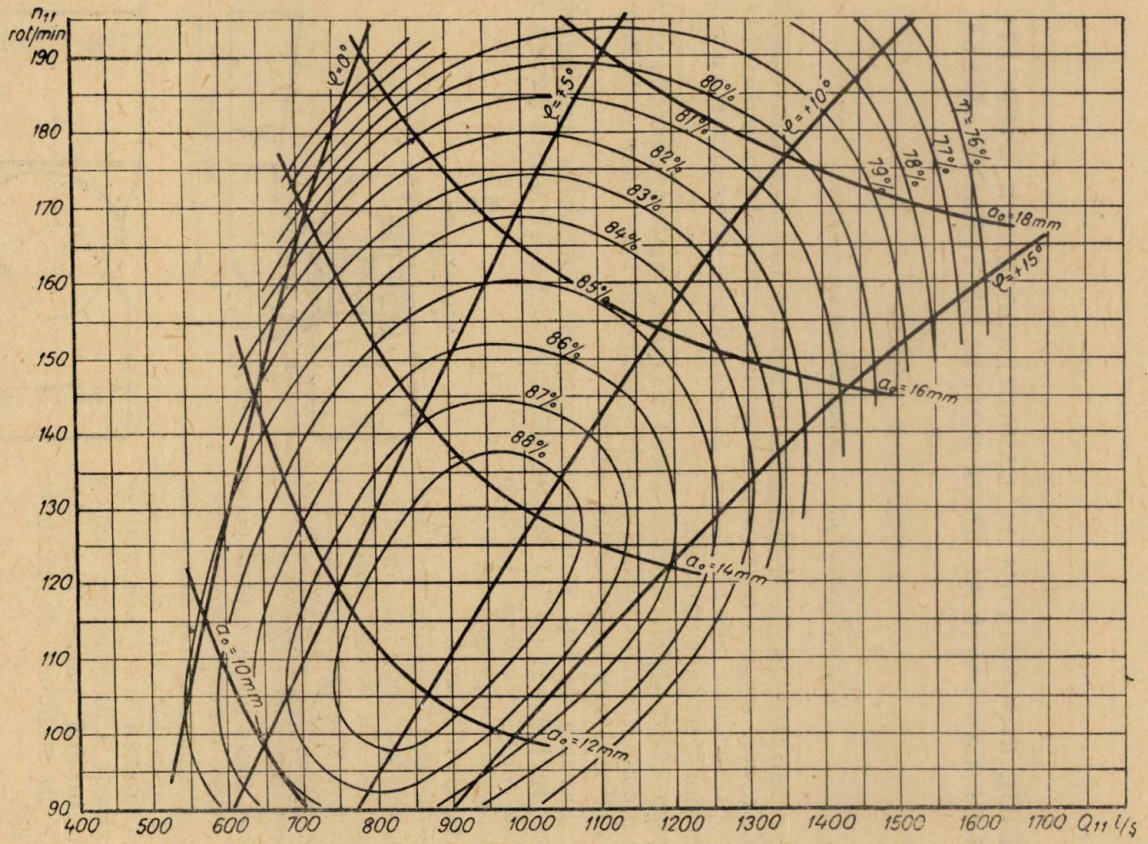


Fig. 2. Caracteristicile universale ale rotorului R_{cy}.

de măsurare a diferiților parametri și de calcul al mărimilor separate sînt prezentate într-o lucrare aparte [2].

Rezultatele încercărilor sînt redate sub forma unor caracteristici universale pentru fiecare din cei trei rotori studiați în fig. 2, 3, 4.

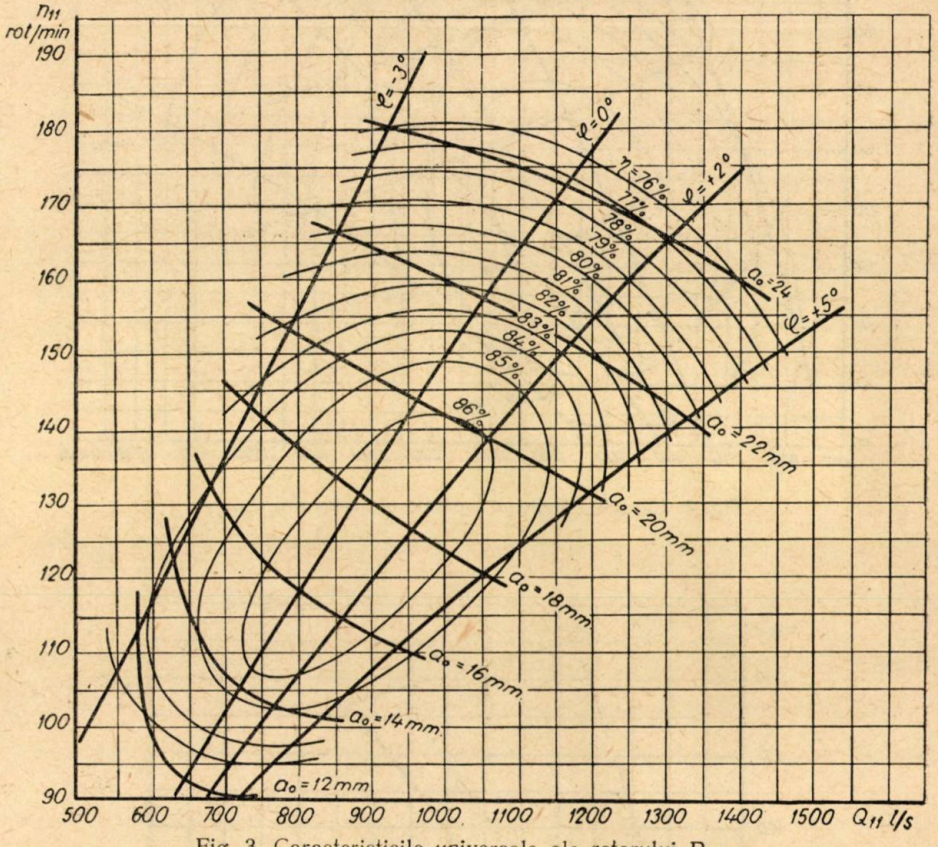


Fig. 3. Caracteristicile universale ale rotorului $R_{II\,G}$.

Din analiza acestor caracteristici se constată următoarele:

a) Rotorii studiați se comportă bine din punct de vedere energetic, acoperînd un domeniu în care valorile randamentului modelului se mențin ridicate (η=88~83%) pentru valorile turației cuprinse între n_{11}=110~~165 rot/min.

Performanțe mai bune din punct de vedere energetic realizează rotorii R_{cy} și P_{MHT} la proiectarea cărora s-au folosit profile din seria Clark-Y respectiv MHT.

b) Valorile debitului și turației de calcul sînt mai mari decît valorile debitului și turației corespunzătoare regimului optim. În fig. 5 se arată abaterile regimului de calcul față de regimul optim pentru rotorii studiați.

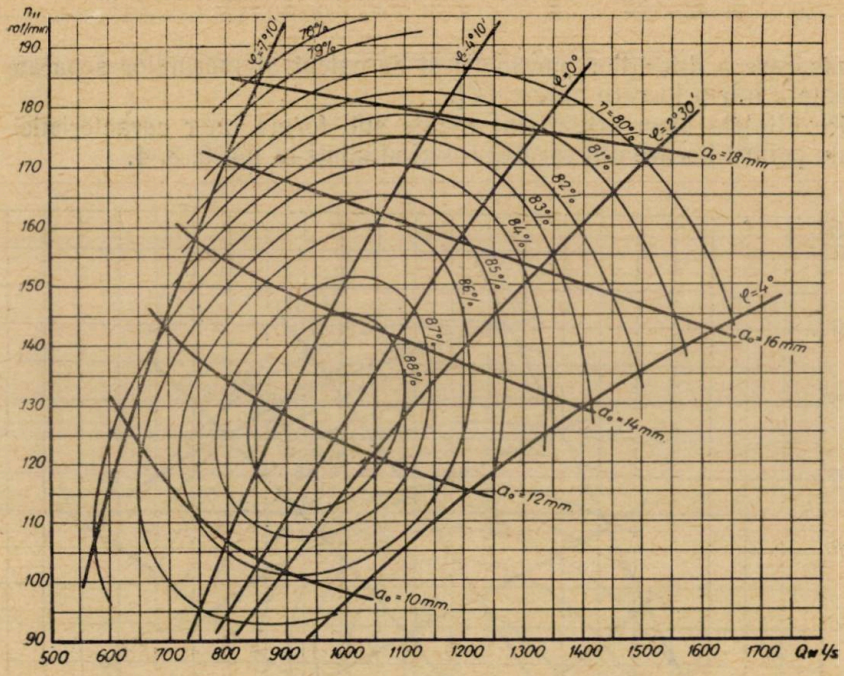


Fig. 4. Caracteristicile universale ale rotorului P_{MHT}.

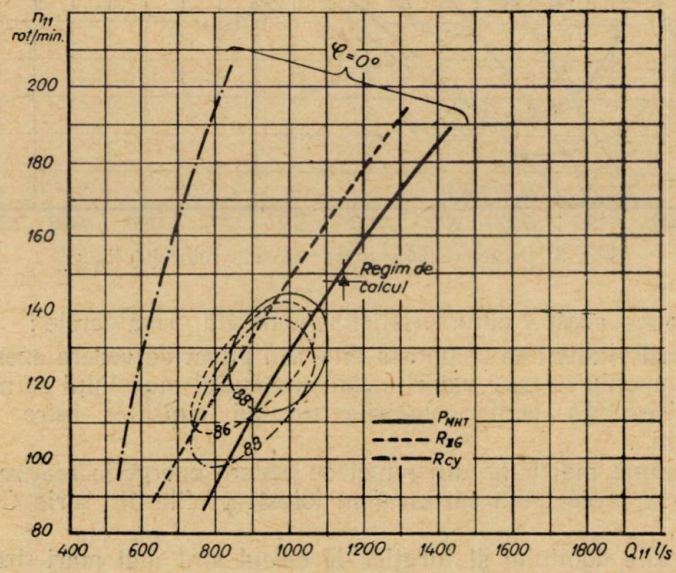


Fig. 5. Compararea regimului optim cu cel de calcul pentru rotorii studiați.

c) Regimul de calcul se realizează la unghiuri de fixare mai mari. Se observă că abaterile cele mai mari sînt în cazul rotorului R_{cy} la proiectarea căruia s-au folosit profile din seria Clark-Y.

Abaterile care apar se datoresc faptului că metodele de calcul determină mai mult forma rotorului, fără a ține cont de influența altor organe ale turbinei. Necorespondența dintre regimul optim și cel de calcul apare în felul acesta justificată.

Cauza principală a nepotrivirilor dintre unghiurile teoretice și cele experimentale, rezultă din faptul că metodele de calcul ale rotorului chiar ținînd cont de influența rețelei sînt aproximative (Kviatkovski, Proșcura). Aceasta deoarece coeficientul de influență determinat atît pe cale teoretică cît și experimental nu cuprinde întregul fenomen, ceea ce duce la o determinare incorectă a unghiului de atac, deci a unghiului de fixare a paletei.

Pentru a putea controla calitatea încercărilor efectuate s-au comparat rotorii studiați cu rotori de caracteristici apropiate aflați în literatura de specialitate.

În tabelul 1 se prezintă valorile rapoartelor $n_{11\,calc}/n_{11\,opt}$, $Q_{11\,calc}/Q_{11\,opt}$ și η_{calc}/η_{opt} ale rotorilor sovietici studiați pentru stabilirea soluțiilor optime ale turbinelor CHE Cuibișev și rotorii studiați de noi. Din analiza acestor rotori se constată valori apropiate ale rapoartelor determinate.

Tabelul 1

Caracteristicile tehnice ale turbinelor	Tipul rotorului							
	K_6	K_{11}	V_{k_9}	$V_{k_{10}}$	K_{13}	R_{cy}	$R_{II\,G}$	P_{MHT}
Turația de calcul redu ă $n_{11\,calc}$ rot/min	165	165	148,5	148,5	140	148	148	148
Turatia optimă redusă $n_{11\,opt}$ rot/min	127	124	124	124	100	117,5	125	129
Raportul $\frac{n_{11\,calc}}{n_{11\,optim}}$	1,3	1,35	1,2	1,2	1,4	1,26	1,185	1,125
Debitul de calcul redus $Q_{11\,calc}$ (1/S)	1 228	1 310	1 370	1 370	1 250	1 145	1 145	1 145
Debitul optim redus $Q_{11\,opt}$ (1/S)	900	950	940	950	790	910	915	965
Raportul $\frac{Q_{11\,calc}}{Q_{11\,optim}}$	1.36	1,38	1,46	1,45	1,58	1,259	1,251	1,188
Randamentul regimului optim η_{opt}	0,87	—	0,885	0,88	0,86	0,885	0,065	0,88
Randamentul regimului de calcul η_{calc}	0,84	—	0,868	0,86	0,805	0,856	0,84	0,865
Raportul $\frac{\eta_{calc}}{\eta_{optim}}$	0,95	—	0,98	0,975	0,94	0,968	0,972	0,983

Se constată chiar valori mai mici ale rapoartelor în cazul rotorului P_{MHT} ceea ce arată o apropiere mai bună între regimul de calcul și cel optim ale acestui rotor.

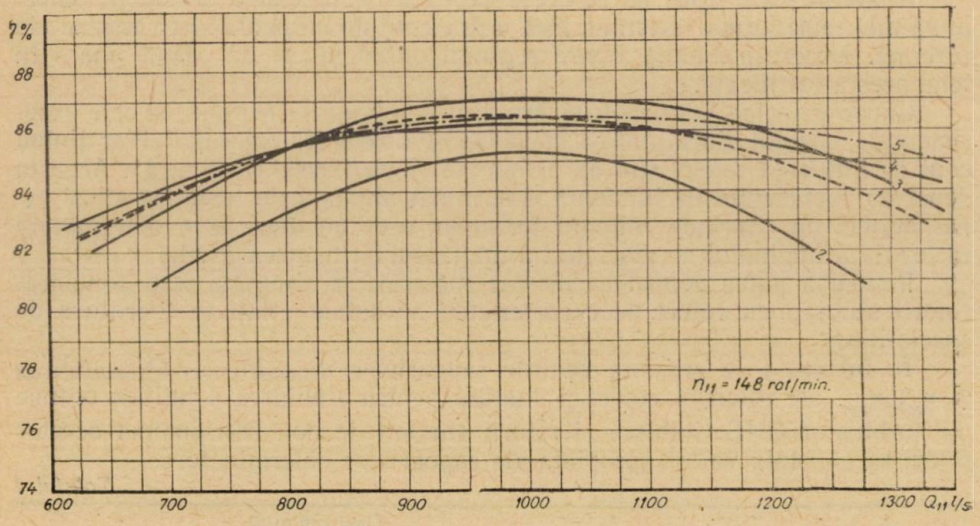


Fig. 6. Curbele de garanție pentru turația de calcul n_{11}=148 rot/min ale rotorilor: 1 – R_{cy}, 2 – $R_{II\,G}$, 3 – P_{MFT}, 4 — PL 587, 5 — PL 510.

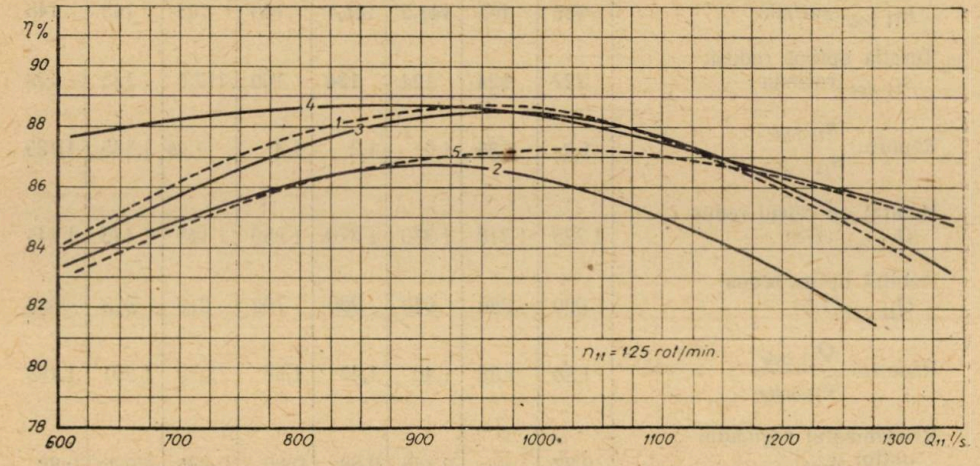


Fig. 7. Curbele de garanție pentru turația optimă n_{11}=125 rot/min ale rotorilor: 1 — R_{cy}, 2 — $R_{II\,G}$, 3 — P_{MHT}, 4 — PL 587, 5 — PL 510.

Comparînd caracteristicile de garanție ale rotorilor studiați pentru turația de calcul $n_{11\,calc}$=148 rot/min și pentru cea optimă $n_{11\,opt}$=125 rot/min fig. 6, 7, rezultă că rotorii R_{cy} și P_{MHT} lucrează cu randamente ridicate

pentru valorile debitului cuprinse între Q_{11}(600~1 350) l/s, valoarea maximă a randamentului fiind de 88,5%. Rotorul $R_{II\,G}$ la proiectarea căruia s-au folosit profile din seria Göttingen are o curbă de garanție mai puțin plată.

Funcționarea la randamente bune a acestui rotor este asigurată pentru valoarea debitului cuprinsă între Q_{11}=(730~1 200) l/s.

Suprapunînd curbele de garanție ale rotorilor sovietici PL-587 și PL-510 peste curbele de garanție în rotorii studiați de noi se constată performanțe foarte apropiate atît din punct de vedere al domeniului de funcționare la randamente ridicate cît și al randamentului maxim (fig. 6, 7).

Acest lucru ne dă certitudinea calculelor și măsurătorilor efectuate cît și a interpretării rezultatelor pe baza acestor măsurători. Studiul comparativ din punct de vedere cavitațional al rotorilor studiați se face numai pe baza caracteristicilor de cavitație determinate la turația de calcul n_{11}=148 rot/min, în baza criteriilor stabilite de noi [1] în fig. 8, 9, 10.

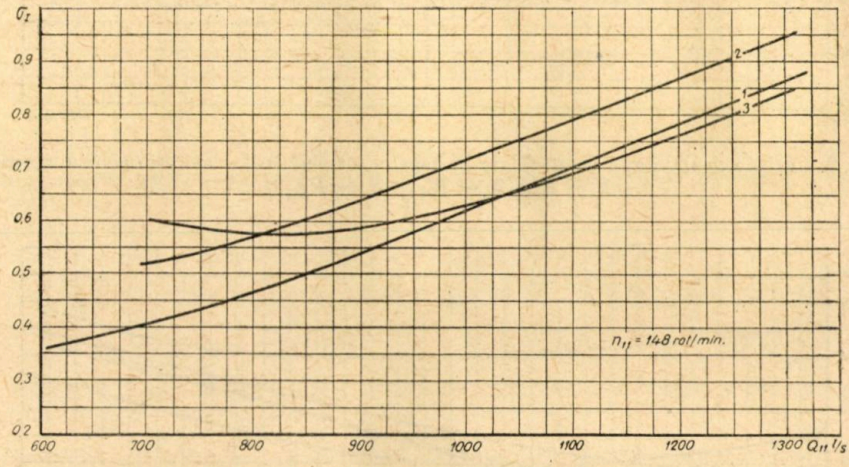


Fig. 8. Curbele de cavitație determinate în baza criteriului I de cavitație pentru rotorii: 1 — R_{cy}, 2 — $R_{II\,G}$, 3 — P_{MHT}.

Se constată din analiza acestor caracteristici comportări diferite la cavitație ale rotorilor studiați. Calități anticavitaționale mai bune prezentînd rotorul P_{MHT} la proiectarea căruia s-au folosit profile din seria MHT. Valorile minime ale coeficienților de cavitație pentru toți rotorii nu corespund valorilor maxime ale randamentului. Valorile minime ale lui σ realizîndu-se la unghiuri de fixare σ ale paletelor mai mici față de unghiurile corespunzătoare randamentului maxim.

Comparînd caracteristicile de cavitație ale rotorilor studiați cu caracteristicile rotorilor sovietici PL-587 și PL-510 (fig. 10) comparați și din

punct de vedere energetic, folosind numai criteriul III (criteriu de determinare a lui σ pe baza curbelor primare, metodă utilizată în literatură) se constată că valorile lui σ obținute sînt comparabile [1]. Valorile lui σ sînt mai mici pentru toți rotorii studiați față de rotorul PL-510 în același domeniu

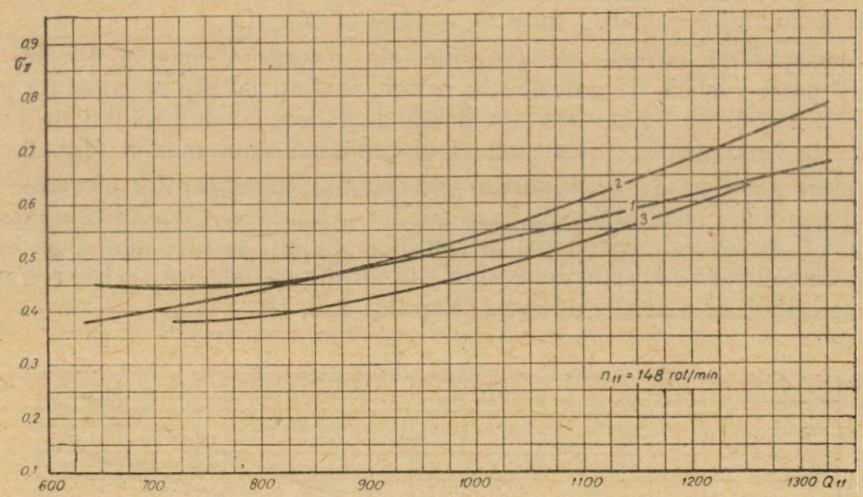


Fig. 9. Curbele de cavitație determinate în baza criteriului II de cavitație pentru rotorii: 1 — R_{cy}, 2 — $R_{II\,G}$, 3 — P_{MHT}.

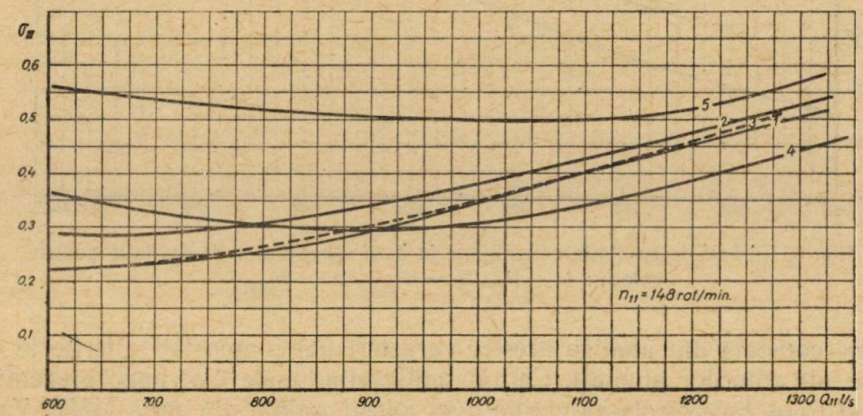


Fig. 10. Curbele de cavitație determinate în baza criteriului III de cavitație pentru rotorii: 1 — R_{cy}, 2 — $R_{II\,G}$, 3 — P_{MHT}, 4 — PL 587, 5 — PL 510.

de variație a debitului. Caracteristicile de cavitație prezentate corespund cazului de funcționare a rotorilor cu păstrarea legăturii combinatorii. În fig. 11, 12, 13 redăm metoda de determinare a acestor caracteristici, pentru rotorul R_{cy} în baza celor trei criterii [1].

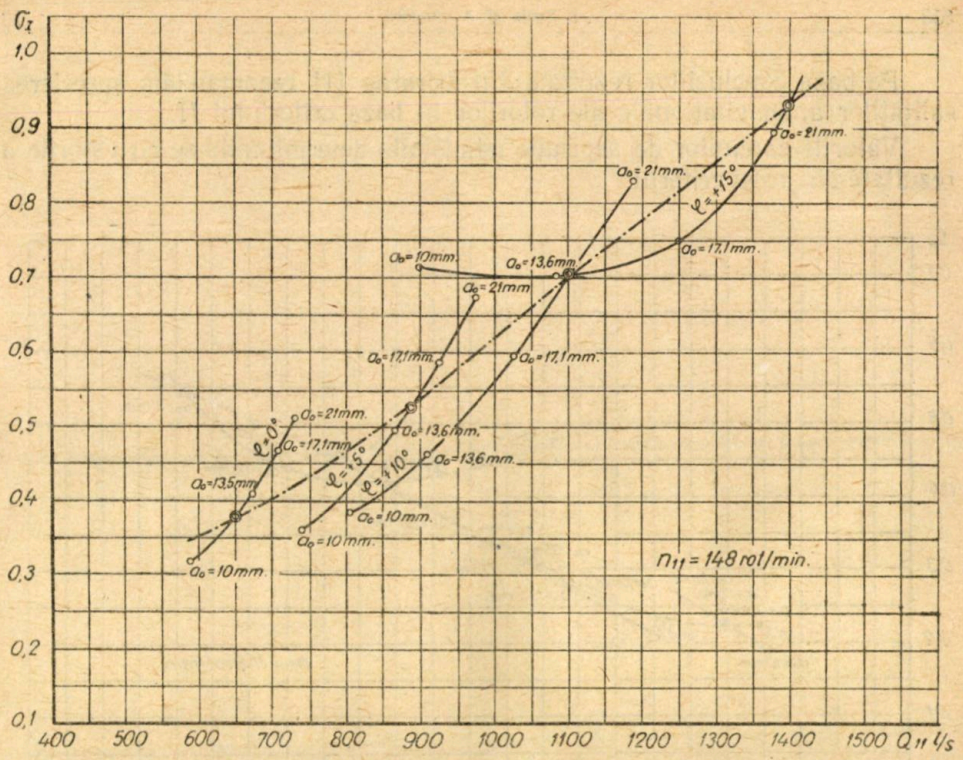


Fig. 11. Determinarea curbelor caracteristice de cavitație în cazul funcționării turbinei cu păstrarea legăturii combinatorii, criteriu I. Rotor R_{cy}.

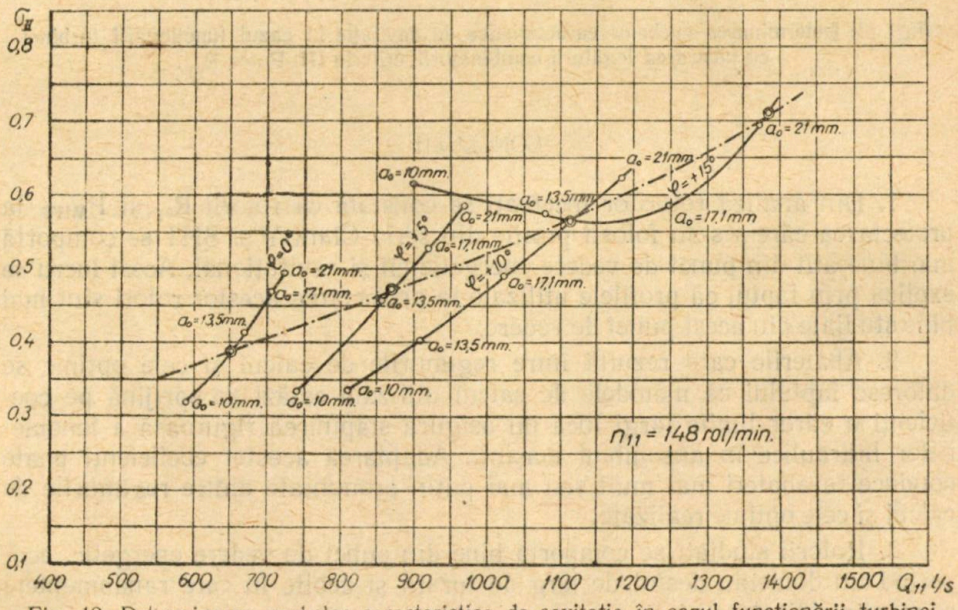


Fig. 12. Determinarea curbelor caracteristice de cavitație în cazul funcționării turbinei cu păstrarea legăturii combinatorii, criteriu II. Rotor R_{cy}.

Pe baza concluziilor rezultate din lucrarea [1] recomandăm aprecierea calităţilor anticavitaţionale ale rotorilor în baza criteriului II.

Valorile sarcinilor de aspiraţie admisibile determinîndu-se cu valorile σ rezultate din acest criteriu.

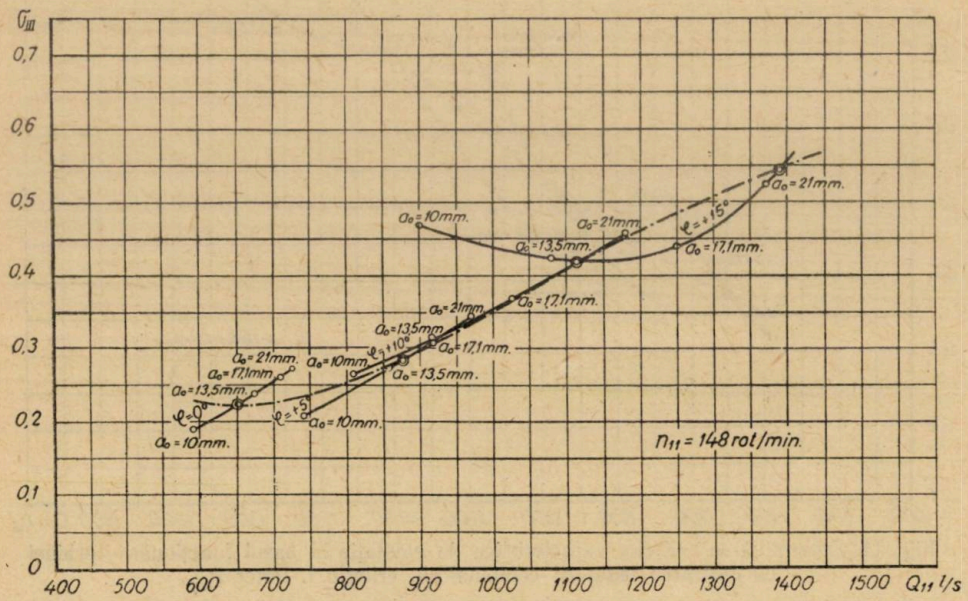


Fig. 13. Determinarea curbelor caracteristice de cavitaţie în cazul funcţionării turbinei cu păstrarea legăturii combinatorii, criteriu III. Rotor R_{cy}.

CONCLUZII

1. Din analiza rotorilor încercaţi se constată că rotorii R_{cy} şi P_{MHT} la proiectarea cărora s-au folosit profile din seria Clark-Y şi SHT se comportă mai bine atît din punct de vedere energetic cît şi cavitaţional. Acest lucru se explică prin faptul că profilele utilizate la proiectarea acestor rotori sînt mai bine studiate din acest punct de vedere.

2. Abaterile care rezultă între regimurile de calcul şi cele optime se datoresc faptului că metodele de calcul utilizate astăzi se sprijină pe coeficienţi a căror limite largi încă nu asigură stăpînirea riguroasă a fenomenelor hidraulice în ansamblul maşinii. Adaptarea acestor coeficienţi poate conduce la abateri mai mult sau mai puţin pronunţate dintre regimurile de calcul şi cele optime realizate.

3. Rotorii studiaţi se comportă bine din punct de vedere energetic, acoperind un domeniu destul de larg de turaţii şi debite în care randamentele se menţin ridicate.

Performanțele realizate de acești rotori sînt comparabile atît energetic cît și cavitoțional cu perfomanțele rotorilor existenți în literatura de specialitate. Ei pot sta la baza creerii unor tipuri de rotori ce pot fi folosiți pentru diferite condiții hidroenergetice.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Anton, I. Preda, A. Anghel, Definirea fazelor caracteristice de cavitație și funcționarea turbinelor axiale. Buletinul Academiei R.P.R., Baza Timișoara, Științe Tehnice, Tom. 1—2, 1963.
2. I. Preda, A. Anghel, M. Bărglăzan, Caracteristicile energetice și de cavitație ale turbinelor pentru CHE Roznov II., Buletinul Academiei R.P.R., Baza Timișoara, Științe Tehnice, Tom. 1—2, 1963.
3. V. S. Kviatkovski, *Rabocii proțes osevoi ghidroturbini*, Trudî VIGM Moscova 1951.
4. A. A. Morozova, *Turbinnoe oborudovanie ghidroelectrostanții*, Moscova 1958.
5. C. P. Guriev, *Încercările mașinilor hidraulice*, Editura Energetică de Stat 1955.
6. G. A. Svinarev, Primenenie metoda Acad. G. F. Proscura s rascetu vîsoconapornîh osevîh ghidroturbin. Trudii laboratorii ghidrovliceschih Nauc Ucranskoi S.S.R., 1962.
7. I. N. Smirnov, *Ghidravliceskie turbini*, Moscova 1956.

СРАВНИТЕЛЬНОЕ ИЗУЧЕНИЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ И КАВИТАЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК КОЛЕС ОСЕВОЙ ТУРБИНЫ

(РЕЗЮМЕ)

В работе излагается сравнительное изучение энергетических и кавитационных характеристик трех вариантов турбинных колес, при проектировании которых были использованы различные серии профилей (R_{cy}, профили Клэрк — Y, $R_{II\,G}$, профили Генттингена, $P_{МНТ}$, профили МНТ).

Ввиду того, что проектирование роторов было сделано по одному и тому же методу, переменным параметром будучи тип профиля, можно было сделать ряд выводов на основании полученных характеристик. Установлено, что колеса R_{cy} и $P_{МНТ}$, при проектировании которых были использованы профили серии Клэрк — и МНТ, ведут себя лучше как с энергетической, так и с кавитационной точки зрения.

Несоответствия существующие между расчетными и оптимальными режимами обязаны тому, что методы расчета используемые в настоящее время основываются на коэффициентах, широкие пределы которых не обеспечивают полного влияния на гидравлические феномены во всей машине. Исследованные колеса сравнимы со сходными колесами и могут служить основанием для создания типов колес, которые могут быть использованы для различных гидроэнергетических условий.

ÉTUDE COMPARATIVE DES CARACTÉRISTIQUES ÉNERGÉTIQUES ET DE CAVITATION DE CERTAINS ROTORS DE TURBINE AXIALE

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on présente une étude comparative des caractéristiques énergétiques et de cavitation pour trois variantes de rotors, dont le calcul a nécessité différentes séries de profils (R_{cy}, profils Clark-Y, $R_{\Pi G}$, profils Göttingen, P_{MHT}, profils MHT).

Le calcul des rotors a été effectué par la même méthode, seul le paramètre variabile étant le type de profil ; vu les caractéristiques obtenues, on a pu en tirer une série de conclusions.

On constate que les rotors R_{cy} et P_{MHT}, pour le calcul desquels on a utilisé des profils de la série Clark-Y et MHT de comportent mieux, tant du p.d.v. énergétique que de celui de la cavitation.

Les différences qui résultent des régimes de calcul et des régimes optimum, proviennent du fait que les méthodes de calcul utilisées à présent se basent sur des coefficients dont les limites larges n'assurent pas la maîtrise des phénomènes hydrauliques de l'ensemble de la machine.

Les rotors étudiés sont comparables aux rotors similaires ; ils peuvent constituer un critère pour le choix de certains types de rotors qu'on peut utiliser dans différentes conditions hydro-énergétiques.

CONTRIBUȚII LA STUDIUL INJECTOARELOR CU CEP

DE

TR. RAICA. N. LEMNEANU

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

1. INTRODUCERE

Motoarele Diesel rapide pot funcționa cu combustibili inferiori fără detonație, folosind injectoare cu cep, în vederea reducerii cantității de combustibil întrodus în cilindru în perioada întîrzierii la aprindere. Prin aceasta cantitatea de combustibil ce se aprinde simultan este mică și creșterea presiunii din cilindru este lentă. Restul combustibilului injectat arde treptat cu o viteză influențată de legea de injecție.

Lucrarea de față își propune să studieze sub acest aspect comportarea injectoarelor cu cep și să stabilească influența dimensiunilor principale ale pulverizatorului asupra secțiunilor de curgere realizate. Procesul de injecție limitat la un timp foarte scurt cere realizarea pulverizatoarelor cu precizie foarte mare, controlul lor fiind foarte dificil, mai ales în cazul motoarelor policilindrice rapide, din cauza dimensiunilor reduse.

Ținînd seama de expresia coeficientului de debit :

$$\mu = \frac{(\mu S_t)}{S_t} = f(h) \qquad (1.1)$$

care cuprinde toate cauzele care reduc secțiunile geometrice (teoretice) de curgere (S_t), s-au determinat în funcție de (h) ridicarea acului pulverizatorului, secțiunile geometrice de curgere (S_t) precum și secțiunile reale (μS_t) pentru dimensiuni date ale acului și corpului pulverizatorului.

2. DETERMINAREA SECȚIUNILOR GEOMETRICE DE CURGERE

2.1. Calculul secțiunilor de curgere în ipoteza $\alpha_a = \alpha_d = \alpha$

Legea de variație a secțiunilor teoretice de curgere, fig. 1, realizată de injectoarele cu cep arată o creștere lentă la început, iar după aprinderea combustibilului o creștere mai rapidă.

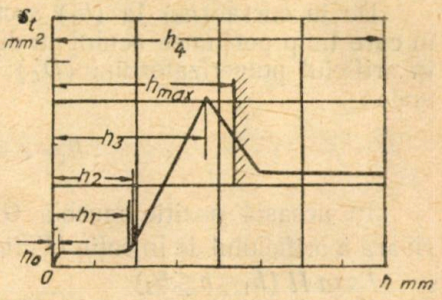


Fig. 1. Curba caracteristică a injectoarelor cu cep.

Debitul teoretic de combustibil injectat depinde de cursa acului și de secțiunea de curgere minimă eliberată. În timpul ridicării acului apar următoarele faze [2] :

Faza I. Cursa de laminare ($0 \leqq h \leqq h_1$).

Acul de închidere, fig. 2, stă apăsat cu conul său de etanșare pe scaunul pulverizatorului. La cea mai mică cursă a acului combustibilul compri-

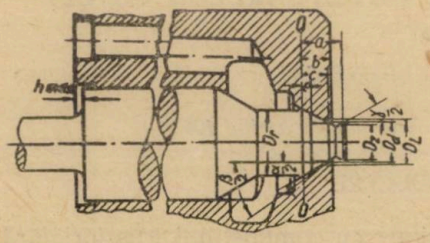


Fig. 2. Pulverizator cu cep $\alpha_a = \alpha_d = \alpha$.

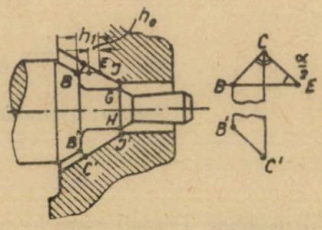


Fig. 3. Faza I de funcționare.

mat puternic este azvîrlit sub forma unui con gol prin secțiunea îngustă conică, fig. 3. Liniei $\overline{BC}$ îi corespunde secțiunea de curgere :

$$S_{\overline{BC}} = \pi h \frac{\sin \alpha}{2} \left(D_r - 2e \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} + \frac{h}{2} \sin \alpha \right) \qquad (2.1.1.)$$

care cu creșterea cursei (h) se mărește repede, depășind secțiunea :

$$S_{Dd} = \frac{\pi}{4} (D_L^2 - D_d^2) = S_1. \qquad (2.1.2.)$$

Secțiunea variabilă $S_{\overline{BC}}$ fixează debitul ce curge pînă cînd valoarea cursei ajunge $h = h_0$ și $S_{\overline{BC}} = S_{Dd}$. Secțiunea $|S_{\overline{BC}}|_{h<h_0}$ caracterizează prima parte, foarte mică, a cursei de ridicare a acului :

$$h_0 = \frac{1}{\operatorname{sin} \alpha} \left\{ \left[\left(D_r - 2e \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \right)^2 + (D_L^2 - D_d^2) \cos \frac{\alpha}{2} \right]^{\frac{1}{2}} - \left(D_r - 2e \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \right) \right\}. \qquad (2.1.3.)$$

De la cursa (h_0) la (h_1) secțiunea de curgere S_{Dd} rămîne constantă, în care timp porțiunea acului cu diametru (D_d) și lungime (c-e) se menține în orificiul pulverizatorului (D_L). Cursa de laminare se termină cu $h = h_1$, unde :

$$h_1 = c - \frac{D_r - D_L}{2} \operatorname{ctg} \frac{\alpha}{2}. \qquad (2.1.4.)$$

În această poziție muchia $\overline{GH}$ a acului corespunde cu muchia interioară a orificiului de injecție $\overline{JJ'}$, fig. 3.

Faza II ($h_1 \leqq h \leqq h_2$).

Din momentul $h = h_1$ muchia $\overline{GH}$ a acului, fig. 4, se deplasează față de $\overline{JJ'}$ și mărește secțiunea S_{Dd} pînă la suprafața unui trunchi de con cu gene-

ratoarea $\overline{JG}$ variabilă cu unghiul (φ). Secțiunea $S_{\overline{JG}}$ este acum hotărîtoare în fixarea debitului.

Cursa acului $h_1 \div h_2$ este foarte mică, dar rămîne ca o parte a liniei caracteristice a pulverizatorului. Pentru $\varphi = \frac{\alpha}{2}$ se obține :

$$|S_{\overline{JG}}|_{h_2} = \frac{S_{Dd}}{\cos\frac{\alpha}{2}} = \frac{\pi}{4\cos\frac{\alpha}{2}}(D_L^2 - D_d^2) = S_2 \qquad (2.1.5.)$$

și

$$h_2 = \frac{D_L - D_d}{2}\operatorname{tg}\frac{\alpha}{2} + h_1 . \qquad (2.1.6.)$$

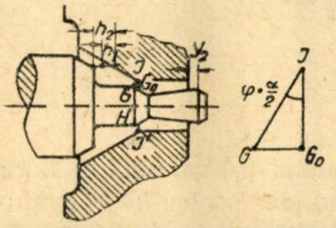


Fig. 4. Faza II de funcționare.

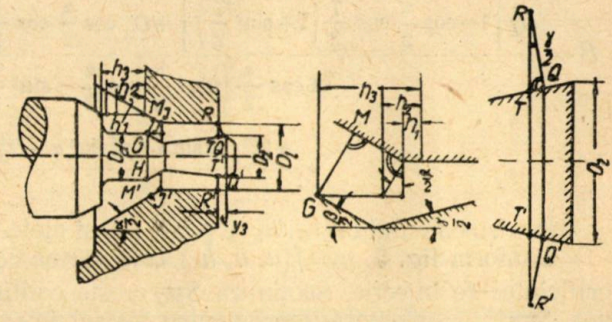


Fig. 5. Faza III principală.

Faza III. Deschiderea principală ($h_2 \leqq h \leqq h_3$).

Pentru $\varphi = \frac{\alpha}{2}$ și $h > h_2$ secțiunea de curgere hotărîtoare este $S_{\overline{MG}}$, fig. 5.

$$|S_{\overline{MG}}|_{h_2}^{h_3} = \frac{\pi}{4\cos\frac{\alpha}{2}}\{[D_L + (h - h_2)\sin\alpha]^2 - D_d^2\} \qquad (2.1.7.)$$

Secțiunea $S_{\overline{BC}}$ este acum mult mai mare ca $S_{\overline{MG}}$ care reprezintă secțiunea minimă.

Cepul acului de unghi (γ), fig. 5, ce urmează după conul acului de unghi (β), formează pentru $h > h_2$ cu muchia corpului pulverizatorului $\overline{RR'}$ o secțiune $S_{\overline{QR}}$ ce devine din ce în ce mai mică cu creșterea lui h, în timp ce secțiunea $S_{\overline{MG}}$ crește tot mai repede.

$$|S_{\overline{QR}}|_{h_2}^{h_3} = \pi\left\{D_L - \left[\frac{D_L - D_z}{2}\cos\frac{\gamma}{2} + (a - b - h)\sin\frac{\gamma}{2}\right]\cos\frac{\gamma}{2}\right\} \cdot$$

$$\cdot\left[\frac{D_L - D_z}{2}\cos\frac{\gamma}{2} + (a - b - h)\sin\frac{\gamma}{2}\right] . \qquad (2.1.8.)$$

Cu $h = h_3$ se termină deschiderea principală. Secțiunea $S_{\overline{MG}}$ atinge cu $|S_{\overline{MG}}|_{h_3} = |S_{\overline{QR}}|_{h_3} = S_{max}$ valoarea sa maximă la cele mai multe pulverizatoare cu cep.

Valoarea cursei $h=h_3$ este greu de calculat, cu ajutorul ecuațiilor (2.1.7) și (2.1.8) rezultînd relațiile :

$$y_3^2 - Ay_3 + B = 0 \tag{2.1.9}$$

$$a - b - h_2 = y_2 \tag{2.1.9a}$$

$$a - b - h_3 = y_3 \tag{2.1.9b}$$

în care

$$A = \frac{D_L\left(\sin\alpha + 2\cos\frac{\alpha}{2}\sin^3\frac{\gamma}{2}\right) + D_z\cos\frac{\gamma}{2}\sin\gamma\cos\frac{\alpha}{2} + y_2\sin^2\alpha}{2\cos\frac{\alpha}{2}\left(\sin^2\frac{\alpha}{2}\cos\frac{\alpha}{2} + \sin^2\frac{\gamma}{2}\cos\frac{\gamma}{2}\right)}$$

$$B = \frac{D_L^2\left[1-\cos\frac{\alpha}{2}\cos\frac{\gamma}{2}\left(1+\sin^2\frac{\gamma}{2}\right)\right] + D_z\cos\frac{\alpha}{2}\cos\frac{\gamma}{2}\left(2D_L\sin^2\frac{\gamma}{2} + D_z\cos^2\frac{\gamma}{2}\right) +}{4\cos\frac{\alpha}{2}\left(\sin^2\frac{\alpha}{2}\cos\frac{\alpha}{2} + \sin^2\frac{\gamma}{2}\cos\frac{\gamma}{2}\right)}$$

$$+ \frac{+2D_L y_2\sin\alpha + y_2^2\sin^2\alpha - D_d^2}{1}.$$

Pentru calculul cursei h_3 se poate folosi metoda grafică.

Conform fig. 5, $y_3=f(a, b, h_3)$ este partea conului (γ) care stă în afara orificiului de injecție. Secțiunea $S_{\overline{MG}}$ crește continu, dar pentru $h>h_3$ secțiunea $|S_{\overline{QR}}|_{h>h_3}$ este hotărîtoare pentru debitul de combustibil.

Faza IV. $(h_3 \leqq h \leqq h_4)$.

Odată cu creșterea cursei $h>h_3$ diametrul (D_z) al cepului (γ), care iese în afară cu (y_3), se apropie de muchia pulverizatorului și secțiunea $|S_{\overline{QR}}|_{h<h_3}$ se micșorează și cu aceasta și S_{max}.

Pentru cazul $y_3=0$, deci $h=a-b$ și $\cos\frac{\gamma}{2}=1$ muchia de comandă a acului (D_z) ajunge în dreptul muchiei $\overline{RR'}$ și secțiunea minimă devine :

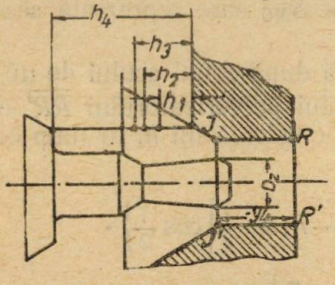


Fig. 6. Faza IV de funcționare.

$$|S_{\overline{QR}}|_{h\geqslant a-b} = \frac{\pi}{4}(D_L^2 - D_z^2) = S_4 \tag{2.1.10}$$

rămînînd constantă în timpul cursei $(h=a-b)\div h_4$, iar pentru $h=h_4$, (D_z) se confundă cu marginea găurii de injecție $\overline{JJ}$, fig. 6.

Faza IV a cursei se termină cu :

$$h_4 = h_3 + b - \frac{D_r - D_L}{2}\operatorname{ctg}\frac{\alpha}{2} = a - \frac{D_r - D_L}{2}\operatorname{ctg}\frac{\alpha}{2}. \tag{2.1.11}$$

De obicei însă cursa (h_{max}) a acului pulverizatorului este mai mică decît această valoare, căci umărul de așezare se lovește de planul de separare al pulverizatorului.

Exemplu de calcul

Pe baza formulelor stabilite în ipoteza $\alpha_a = \alpha_d = \alpha$ s-au calculat secțiunile geometrice de curgere (S_t) pentru injectoarele sovietice folosite la tractoarele KD 35, dimensiunile fiind luate din lucrarea [3] :

$$D_r = 3_{-0,02}\ \text{mm}\ ;\ D_d = 1,5^{-0,003}_{-0,009};\ D_z = 1,43_{-0,03}\ ;\ D_L = 1,5^{+0,038}_{+0,018}$$

$$\alpha = 60°^{+40'}\ ;\ \beta = 70° \pm 2°\ ;\ \gamma = 20°_{-2°}\ .$$

Ținînd seama de limitele între care se pot modifica aceste dimensiuni s-au studiat 16 variante de injectoare, rezultatele obținute pe baza calculelor cu formulele (2.1.1)—(2.1.11) fiind trecute în tabela 1 și reprezentate în fig. 7.

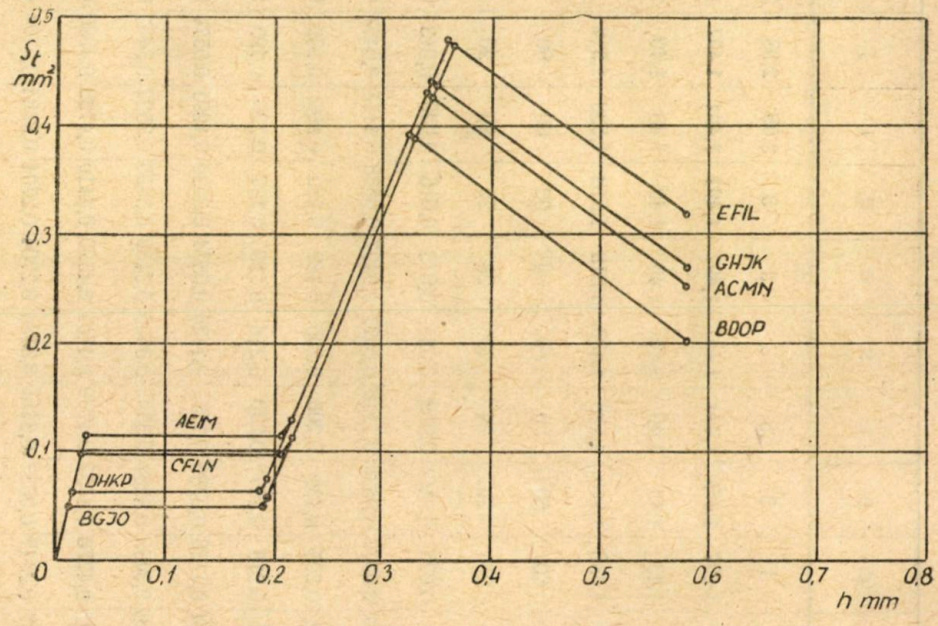


Fig. 7. Secțiunile teoretice în funcție de ridicarea acului.

Din analiza acestor rezultate se desprind următoarele :

1. Reducerea lui D_r de la 3 la 2,98 mm, D_d, D_z și D_L rămînînd constante (injectoarele *A* cu *M*, *D* cu *P*, *E* cu *I*, *H* cu *K*, *C* cu *N*, *B* cu *O*, *F* cu *L* și *G* cu *J*) nu modifică mărimile h_0, S_1, h_1, h_2, S_2, h_3, S_{max}, S_4.

2. Reducerea lui D_d de la 1,497 la 1,491, D_r, D_z, D_L, rămânînd constante (injectoarele *C* cu *A*, *B* cu *D*, *F* cu *E*, *G* cu *H*, *N* cu *M*, *O* cu *P*, *L* cu *I* și *J* cu *K*) nu modifică mărimile h_1 și S_4, dar cresc h_0, S_1, h_2, S_2, și S_{max}, iar h_3 scade.

Tabela 1

Dimens. \ Cat.	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O	P
D_r, mm	3	3	3	3	3	3	3	3	2,98	2,98	2,98	2,98	2,98	2,98	2,98	2,98
D_d, mm	1,491	1,497	1,497	1,491	1,491	1,497	1,497	1,491	1,491	1,497	1,491	1,497	1,491	1,497	1,497	1,491
D_z, mm	1,43	1,43	1,43	1,43	1,40	1,40	1,40	1,40	1,40	1,40	1,40	1,40	1,43	1,43	1,43	1,43
D_l, mm	1,538	1,518	1,538	1,518	1,538	1,538	1,518	1,518	1,538	1,518	1,518	1,538	1,538	1,538	1,518	1,518
$\alpha°$	60	60	60	60	60	60	60	60	60	60	60	60	60	60	60	60
$\gamma°$	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20
h_0, mm	0,029	0,013	0,025	0,016	0,029	0,025	0,013	0,016	0,029	0,013	0,016	0,025	0,029	0,025	0,013	0,016
S_1, mm²	0,1118	0,0497	0,0977	0,0638	0,1118	0,0977	0,0497	0,0638	0,1118	0,0497	0,0638	0,0977	0,1118	0,0977	0,0497	0,0638
h_1, mm	0,206	0,189	0,206	0,189	0,206	0,206	0,189	0,189	0,206	0,189	0,189	0,206	0,206	0,206	0,189	0,189
h_2, mm	0,220	0,195	0,218	0,197	0,220	0,218	0,195	0,197	0,220	0,195	0,197	0,218	0,220	0,218	0,195	0,197
S_2, mm²	0,1291	0,0574	0,1128	0,0736	0,1291	0,1128	0,0574	0,0736	0,1291	0,0574	0,0736	0,1128	0,1291	0,1128	0,0574	0,0736
h_3, mm	0,3405	0,3296	0,3439	0,3261	0,3592	0,3625	0,3482	0,3450	0,3592	0,3482	0,3450	0,3625	0,3405	0,3439	0,3296	0,3261
S_{max}, mm²	0,4301	0,3907	0,4276	0,3932	0,4786	0,4761	0,4390	0,4416	0,4786	0,4390	0,4416	0,4761	0,4301	0,4276	0,3907	0,3932
S_4, mm²	0,2517	0,2037	0,2517	0,2037	0,3184	0,3184	0,2704	0,2704	0,3184	0,2704	0,2704	0,3184	0,2517	0,2517	0,2037	0,2037

3. Reducerea lui D_z de la 1,43 la 1,4, D_r, D_d și D_L rămînînd constante (injectoarele *A* cu *E*, *D* cu *H*, *C* cu *F*, *B* cu *G*, *M* cu *I*, *P* cu *K*, *N* cu *L* și *O* cu *J*) nu modifică mărimile h_0, S_1, h_1, h_2, S_2, dar cresc h_3, S_{max} și S_4.

4. Reducerea lui D_L de la 1,538 la 1,518, D_r, D_d și D_z rămînînd constante (injectoarele *A* cu *D*, *E* cu *H*, *C* cu *B*, *F* cu *G*, *M* cu *P*, *I* cu *K*, *N* cu *O* și *L* cu *J*) face să scadă mărimile h_0, S_1, h_1, h_2, S_2, h_3, S_{max}, S_4.

Modificarea dimensiunilor injectoarelor între limitele de toleranțe are ca efect :

1. *Modificarea cursei* h_0.

a) Reducerea lui D_d cu 0,4% face ca h_0 să crească cu 16% (pentru $D_L = 1{,}538$), respectiv cu 23,1% (pentru $D_L = 1{,}518$).

b) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca h_0 să scadă cu 48% (pentru $D_d = 1{,}497$), respectiv cu 44,7% (pentru $D_d = 1{,}491$).

2. *Modificarea secțiunii* S_1.

a) Reducerea lui D_d cu 0,4% face ca S_1 să crească cu 14,5% (pentru $D_L = 1{,}538$), respectiv cu 28,4% (pentru $D_L = 1{,}518$).

b) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca S_1 să scadă cu 49,2% (pentru $D_d = 1{,}497$), respectiv cu 43% (pentru $D_d = 1{,}491$).

3. *Modificarea cursei* h_1.

a) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca h_1 să scadă cu 8,2%.

4. *Modificarea cursei* h_2.

a) Reducerea lui D_d cu 0,4% face ca h_2 să crească cu 1%.

b) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca h_2 să scadă cu 10,5%.

5. *Modificarea secțiunii* S_2.

a) Reducerea lui D_d cu 0,4% face ca S_2 să crească cu 14,4% (pentru $D_L = 1{,}538$), respectiv cu 28,2% (pentru $D_L = 1{,}518$).

b) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca S_2 să scadă cu 49% (pentru $D_d = 1{,}497$), respectiv cu 43% (pentru $D_d = 1{,}491$).

6. *Modificarea cursei* h_3.

a) Reducerea lui D_d cu 0,4% face ca h_3 să scadă cu 1%.

b) Reducerea lui D_z cu 2,1% face ca h_3 să crească cu 5,5%.

c) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca h_3 să scadă cu 4%.

7. *Modificarea secțiunii* S_{max}.

a) Reducerea lui D_d cu 0,4% face ca S_{max} să crească cu 0,6%.

b) Reducerea lui D_z cu 2,1% face ca S_{max} să crească cu 12%.

c) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca S_{max} să scadă cu 8%.

8. *Modificarea secțiunii* S_4.

a) Reducerea lui D_z cu 2,1% face ca S_4 să crească cu 26,5% (pentru $D_L = 1{,}538$), respectiv cu 32,7% (pentru $D_L = 1{,}518$).

b) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca S_4 să scadă cu 19,1% (pentru $D_z = 1{,}43$), respectiv cu 12,6% (pentru $D_z = 1{,}4$).

Reducerea lui γ de la 20° la 18° (10%) nu modifică mărimile h_0, S_1, h_1, h_2, S_2 și S_4, dar reduce pe h_3 și S_{max}. Calculul efectuat în cazul injectoarelor *I*, *J* și *K* a arătat că h_3 se reduce cu 1,2%, iar S_{max} cu 3%.

2.2. Calculul secțiunilor de curgere în ipoteza $\alpha_a > \alpha_d$.

Unghiul de conicitate al acului (α_a) mai mare ca al corpului pulverizatorului (α_d), fig. 8, face ca acul să se sprijine pe scaunul circular trecînd prin punctul A, iar pentru punctul B corespunde o distanță $x_1 = e\left(\frac{\operatorname{tg}\frac{\alpha_a}{2}}{\operatorname{tg}\frac{\alpha_d}{2}} - 1\right)$

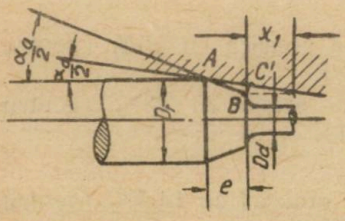


Fig. 8. Pulverizator cu cep $\alpha_a > \alpha_d$.

de corpul pulverizatorului, cînd acul este așezat pe scaun. În acest caz avem fazele de funcționare :

Faza I. ($0 \leqq h \leqq h_1$) cursa de laminare.

Secțiunea realizată de muchia acului trecînd prin punctul B, pentru cursa $h=0$ a acului este :

$$S_{\overline{BC'}} = \pi x_1 \sin\frac{\alpha_d}{2}\left(D_r - 2e\operatorname{tg}\frac{\alpha_a}{2} + \frac{x_1}{2}\sin\alpha_d\right).$$

Pentru cursa h corespunde o secțiune :

$$S_{\overline{BC}} = \pi(x_1+h)\sin\frac{\alpha_d}{2}\left(D_r - 2e\operatorname{tg}\frac{\alpha_a}{2} + \frac{x_1+h}{2}\sin\alpha_d\right). \qquad (2.2.1)$$

Secțiunea realizată de muchia acului trecînd prin punctul A pentru cursa h este :

$$S_{\overline{AA'}} = \pi h \sin\frac{\alpha_d}{2}\left(D_r + \frac{h}{2}\sin\alpha_d\right). \qquad (2.2.2)$$

Pentru cursa :

$$h_0'' = \frac{x_1\left(D_r - 2e\operatorname{tg}\frac{\alpha_a}{2} + \frac{x_1}{2}\sin\alpha_d\right)}{2e\operatorname{tg}\frac{\alpha_a}{2} - x_1\sin\alpha_d} \qquad (2.2.3)$$

rezultă $|S_{\overline{BC}}|_{h_0''} = |S_{\overline{AA'}}|_{h_0''}$.

În intervalul $0 \leqq h \leqq h_0''$ secțiunea $S_{\overline{BC}}$ este tot timpul mai mare ca $S_{\overline{AA'}}$, astfel că $S_{\overline{AA'}}$ fixează debitul de combustibil ce trece prin pulverizator pînă la cursa $h_0' < h_0''$ egală cu :

$$h_0' = \frac{1}{\sin\alpha_d}\left\{\left[D_r^2 + (D_L^2 - D_d^2)\cos\frac{\alpha_d}{2}\right]^{\frac{1}{2}} - D_r\right\} \qquad (2.2.4)$$

pentru care :

$$|S_{\overline{AA'}}|_{h_0'} = S_{Dd}$$

în care :

$$S_{Dd} = \frac{\pi}{4}(D_L^2 - D_d^2) = S_1. \qquad (2.2.5)$$

Secțiunea $|S_{\overline{BC}}|_{h_0}=S_{Dd}$, iar $h_0<h_0'$, însă nu ea fixează debitul de combustibil. Cursa h_0 are valoarea :

$$h_0=\frac{1}{\sin\alpha_d}\left\{\left[\left(D_r-2e\,\mathrm{tg}\frac{\alpha_a}{2}\right)^2+(D_L^2-D_d^2)\cos\frac{\alpha_d}{2}\right]^{\frac{1}{2}}-\right.$$

$$\left.-\left(D_r-2e\,\mathrm{tg}\frac{\alpha_a}{2}\right)\right\}-x_1. \qquad (2.2.6)$$

Cursa $h_0'\leqq h\leqq h_1$ reprezintă cursa de laminare pentru care secțiunea constantă S_{Dd} fixează debitul de combustibil. Această cursă se termină pentru :

$$h_1=c-\frac{D_r-D_L}{2\,\mathrm{tg}\frac{\alpha_a}{2}} \qquad (2.2.7)$$

Faza II ($h_1\leqq h\leqq h_2$).

În timpul acestei faze secțiunea $S_{\overline{JG}}$ fixează debitul de combustibil și crește de la valoarea S_{Dd} până la valoarea :

$$|S_{\overline{JG}}|_{h_2}=\frac{S_{Dd}}{\cos\frac{\alpha_d}{2}}=\frac{\pi}{4\cos\frac{\alpha_d}{2}}(D_L^2-D_d^2)=S_2. \qquad (2.2.8)$$

obținută pentru :

$$h_2=h_1+\frac{D_L-D_d}{2}\,\mathrm{tg}\frac{\alpha_d}{2}. \qquad (2.2.9)$$

Faza III ($h_2\leqq h\leqq h_3$) deschiderea principală.

În timpul acestei faze secțiunea $S_{\overline{MG}}$, fixează debitul de combustibil :

$$S_{\overline{MG}}=\frac{\pi}{4\cos\frac{\alpha_d}{2}}\{[D_L+(h-h_2)\sin\alpha_d]^2-D_d^2\} \qquad (2.2.10)$$

până cînd pentru $h=h_3$ devine egală cu : $|S_{\overline{MG}}|_{h_3}=|S_{\overline{QR}}|_{h_3}=S_{max}$ în care :

$$S_{\overline{QR}}=\pi\left\{D_L-\left[\frac{D_L-D_z}{2}\cos\frac{\gamma}{2}+(a-b-h)\sin\frac{\gamma}{2}\right]\cos\frac{\gamma}{2}\right\}\cdot$$

$$\left[\frac{D_L-D_z}{2}\cos\frac{\gamma}{2}+(a-b-h)\sin\frac{\gamma}{2}\right]. \qquad (2.2.11)$$

Pentru calculul cursei h_3 se pot folosi relațiile :

$$y_3^2-Ay_3+B=0 \qquad (2.2.12)$$

$$a-b-h_2=y_2 \qquad (2.2.12\,a)$$

$$a-b-h_3=y_3 \qquad (2.2.12\,b)$$

în care:

$$A=\frac{D_L\left(\sin\alpha_d+2\cos\frac{\alpha_d}{2}\sin^3\frac{\gamma}{2}\right)+D_z\cos\frac{\gamma}{2}\sin\gamma\cos\frac{\alpha_d}{2}+y_2\sin^2\alpha_d}{2\cos\frac{\alpha_d}{2}\left(\sin^2\frac{\alpha_d}{2}\cos\frac{\alpha_d}{2}+\sin^2\frac{\gamma}{2}\cos\frac{\gamma}{2}\right)}$$

$$B=\frac{D_L^2\left[1-\cos\frac{\alpha_d}{2}\cos\frac{\gamma}{2}\left(1+\sin^2\frac{\gamma}{2}\right)\right]+D_z\cos\frac{\alpha_d}{2}\cos\frac{\gamma}{2}\left(2D_L\sin^2\frac{\gamma}{2}+D_z\cos^2\frac{\gamma}{2}\right)+}{4\cos\frac{\alpha_d}{2}\left(\sin^2\frac{\alpha_d}{2}\cos\frac{\alpha_d}{2}+\sin^2\frac{\gamma}{2}\cos\frac{\gamma}{2}\right)}$$

$$\rightarrow\frac{+2D_Ly_2\sin\alpha_d+y_2^2\sin^2\alpha_d-D_d^2}{1}.$$

Faza IV ($h_3\leqq h\leqq h_4$).

În timpul acestei faze secțiunea $S_{\overline{QR}}$ scade și este hotărîtoare pentru debitul de combustibil. Pentru $h=a-b$, deci pentru $y_3=0$ și $\cos\frac{\gamma}{2}=1$ secțiunea minimă va fi:

$$|S_{\overline{QR}}|_{h\geqslant a-b}=\frac{\pi}{2}(D_L^2-D_z^2)=S_4 \qquad (2.2.13)$$

rămînînd constantă pînă la:

$$h_4=h_3+b-\frac{D_r-D_L}{2}\operatorname{ctg}\frac{\alpha_d}{2}=a-\frac{D_r-D_L}{2}\operatorname{ctg}\frac{\alpha_d}{2} \qquad (2.2.14)$$

Exemplu de calcul

Pe baza formelor stabilite în ipoteza $\alpha_a>\alpha_d$ s-au calculat secțiunile geometrice de curgere (S_t) pentru injectoarele 16 S 42 fabricate la I.C. Frimu Sinaia pentru motoarele D 35 M, avînd dimensiunile principale:

$$D_r=3_{-0,02}\,\text{mm};\quad D_d=1{,}5^{-0,003}_{-0,009};\quad D_z=1{,}5^{-0,003}_{-0,009};\quad D_L=1{,}5^{+0,028}_{+0,008}$$

$$\alpha_a=60°30'^{+30'};\quad \alpha_d=58°30'\pm20';\quad \gamma=20°_{-2°}.$$

Ținînd seama de limitele între care se pot modifica aceste dimensiuni s-au studiat 16 variante de injectoare, rezultatele obținute pe baza calculelor cu formulele (2.2.1)—(2.2.14) fiind trecute în tabela 2 și reprezentate în fig. 9.

Din analiza acestor rezultate se desprind aceleași concluzii generale ca și în cazul exemplului de la paragraful (2.1).

Modificarea dimensiunilor injectoarelor între limitele de toleranțe are ca efect:

1. *Modificarea cursei* h_0'

a) Reducerea lui D_d cu 0,4% face ca h_0' să crească cu 18,8% (pentru $D_L=1{,}528$), respectiv 55,2% (pentru $D_L=1{,}508$).

b) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca h_0' să scadă cu 65% (pentru $D_d=1{,}497$), respectiv 54,2% (pentru $D_d=1{,}491$).

Tabela 2

Dimens. \ Cat.	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O	P
D_r, mm	3	3	3	3	3	3	3	3	2,98	2,98	2,98	2,98	2,98	2,98	2,98	2,98
D_d, mm	1,491	1,497	1,497	1,491	1,491	1,497	1,497	1,491	1,491	1,497	1,491	1,497	1,491	1,497	1,497	1,491
D_z, mm	1,497	1.497	1,497	1,497	1,491	1,491	1,491	1,491	1,491	1,491	1,491	1,491	1,497	1,497	1,497	1,497
D_l, mm	1,528	1,508	1,528	1,508	1,523	1,528	1,508	1,508	1,528	1,508	1,508	1,528	1,528	1,528	1,508	1,508
α_a°	60°30′	60°30′	60°30′	60°30′	60°30′	60°30′	60°30′	60°30′	60°30′	60°30′	60°30′	60°30′	60°30′	60°30′	60°30′	60°30′
α_d°	58°30′	58°30′	58°30′	58°30′	58°30′	58°30′	53°30′	58°30′	58°30′	58°30′	58°30′	58°30′	58°30′	58°30′	58°30′	58°30′
$\gamma°$	20°	20°	20°	20°	20°	20°	20°	20°	20°	20°	20°	20°	20°	20°	20°	20°
h_0', mm	0,0190	0,0056	0,0160	0,0087	0,0190	0,0160	0,0056	0,0087	0,0191	0,0057	0,0087	0,0161	0,0191	0,0161	0,0057	0,0087
S_1, mm²	0,0877	0,0260	0,0736	0,0400	0,0877	0,0736	0,0260	0,0400	0,0877	0,0260	0,0400	0,0736	0,0877	0,0736	0,0260	0,0400
h_1, mm	0,1073	0,0894	0,1073	0,0894	0,1073	0,1073	0,0894	0,0894	0,1073	0,0901	0,0901	0,1073	0,1073	0,1073	0,0901	0,0901
S_2, mm²	0,1005	0,0298	0,0844	0,0459	0,1005	0,0844	0,0298	0,0459	0,1005	0,0298	0,0459	0,0844	0,1005	0,0844	0,0298	0,0459
h_2, mm	0,1176	0,0925	0,1159	0,0942	0,1176	0,1159	0,0925	0,0942	0,1176	0,0932	0,0945	0,1159	0,1176	0,1159	0,0932	0,0949
h_3, mm	0,2700	0,2595	0,2740	0,2559	0,2741	0,2777	0,2633	0,2596	0,2743	0,2640	0,2603	0,2779	0,2705	9,2742	0,2602	0,2566
S_{max}, mm²	0,4744	0,4347	0,4715	0,4373	0,4836	0,4810	0,4442	0,4468	0,4840	0,4442	0,4468	0,4814	0,4745	0,4719	0,4347	0,4373
S_4, mm²	0,0736	0,0260	0,0736	0,0260	0,0877	0,0877	0,0510	0,0510	0,0877	0,0510	0,0510	0,0877	0,0736	0,0736	0,0260	0,0260

2. *Modificarea secţiunii* S_1.

a) Reducerea lui D_d cu 0,4% face ca S_1 să crească cu 19,1% (pentru $D_L = 1{,}528$), respectiv cu 53,8% (pentru $D_L = 1{,}508$).

b) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca S_1 să scadă cu 64,7% (pentru $D_d = 1{,}497$), respectiv 54,3% (pentru $D_d = 1{,}491$).

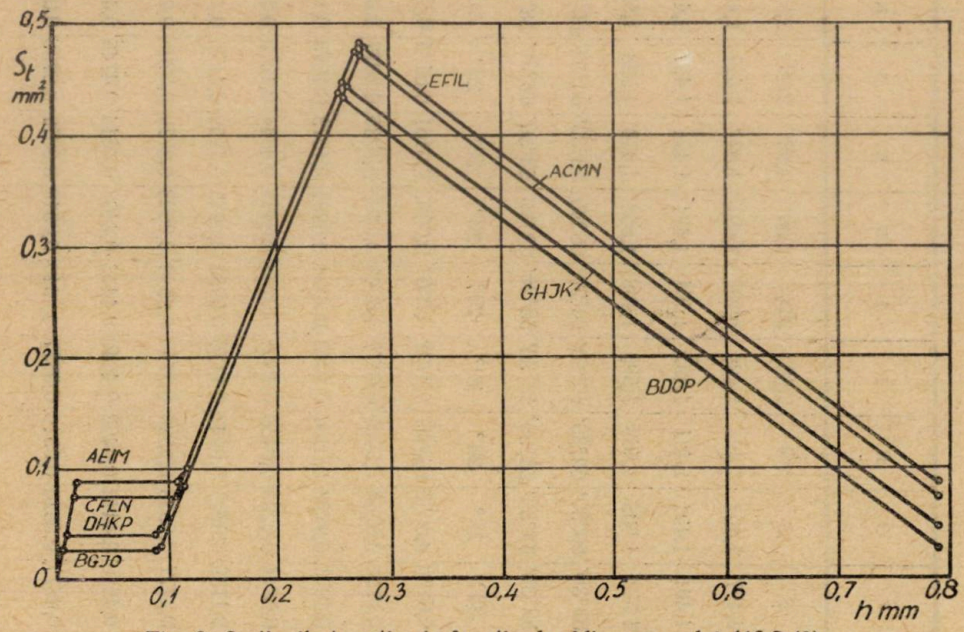


Fig. 9. Secţiunile teoretice în funcţie de ridicarea acului (16 S 42).

3. *Modificarea cursei* h_1.

a) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca h_1 să scadă cu 16,7%.

4. *Modificarea cursei* h_2.

a) Reducerea lui D_d cu 0,4% face ca h_2 să crească cu 1,5%.

b) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca h_2 să scadă cu 20%.

5. *Modificarea secţiunii* S_2.

a) Reducerea lui D_d cu 0,4% face ca S_2 să crească cu 19% (pentru $D_L = 1{,}528$), respectiv cu 54% (pentru $D_L = 1{,}508$).

b) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca S_2 să scadă cu 64,6% (pentru $D_d = 1{,}497$), respectiv cu 54,2% (pentru $D_d = 1{,}491$).

6. *Modificarea cursei* h_3.

a) Reducerea lui D_d cu 0,4% face ca h_3 să scadă cu 1,4%.

b) Reducerea lui D_z cu 0,4% face ca h_3 să crească cu 1,4%.

c) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca h_3 să scadă cu 5,2%.

7. *Modificarea secţiunii* S_{max}.

a) Reducerea lui D_z cu 0,4% face ca S_{max} să crească cu 2,2%.

b) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca S_{max} să scadă cu 7,7%.

8. *Modificarea secțiunii* S_4.

a) Reducerea lui D_z cu 0,4% face ca S_4 să crească cu 19% (pentru $D_L = 1{,}528$), respectiv cu 96% (pentru $D_L = 1{,}508$).

b) Reducerea lui D_L cu 1,3% face ca S_4 să scadă cu 64,5% (pentru $D_z = 1{,}497$), respectiv cu 41,8% (pentru $D_z = 1{,}491$).

3. DETERMINAREA SECȚIUNILOR REALE DE CURGERE

Instalația pentru încercarea injectoarelor fig. 10 și 11 realizată în Laboratorul de mașini termice, Institutul politehnic Timișoara, constă dintr-o pompă de injecție cu 12 elemenți 1, antrenată de un motor electric 2, cu 900 rot/min. Reglarea debitului se face cu ajutorul unei cremaliere. Pompa este alimentată cu motorină, prin cădere liberă, din rezervorul 3 și debitează în rezervorul 4 de egalizare a presiunilor, din care motorina trece prin conducta 5 la injectorul 6. Presiunea în fața injectorului s-a măsurat cu manometrul 7, iar ridicarea acului pulverizatorului cu ceasul comparator 8. Jetul de motorină s-a captat în cilindrul de sticlă 9 și colectat în vasul gradat 10.

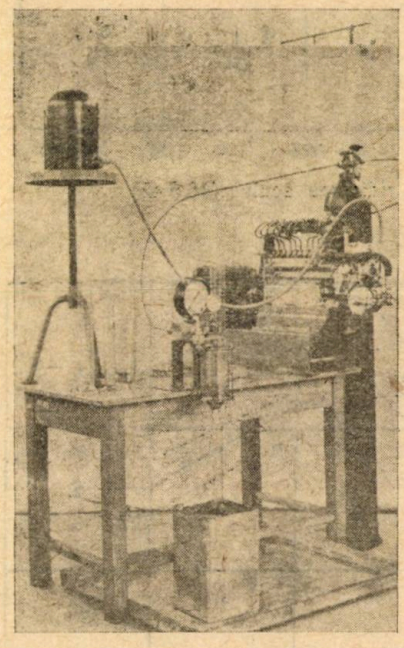


Fig. 10. Instalația pentru încercat injectoare.

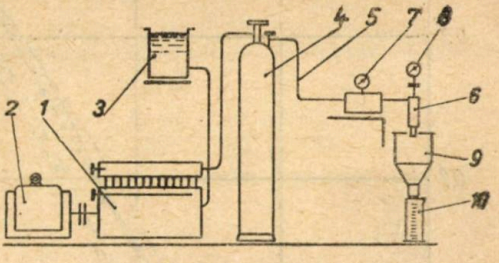


Fig. 11. Schema instalației pentru încercat injectoare.

În timpul lucrărilor s-a folosit același corp de injector la care s-a atașat pulverizatorul de încercat. Resortul injectorului a fost înlocuit printr-o tije prin intermediul căreia s-a transmis la ceasul comparator ridicarea acului. Măsurătorile s-au făcut pentru curse ale acului pînă la 0,5 mm depășindu-se valorile uzuale 0,35—0,40 mm de la injectoarele 16 S 42 și pentru o diferență

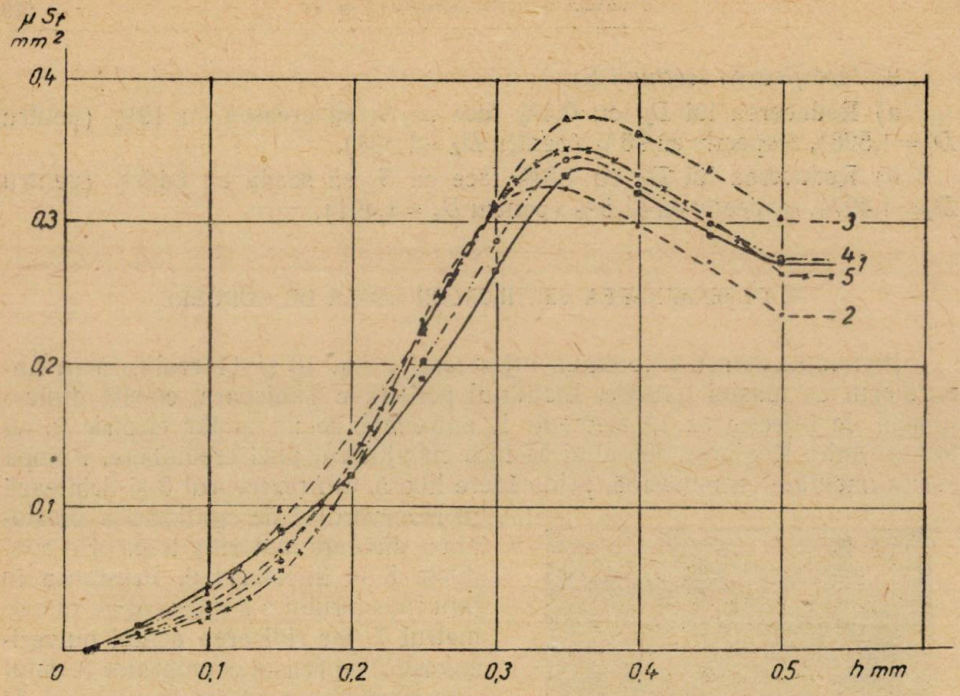


Fig. 12. Secțiunile reale în funcție de ridicarea acului (16 S 42).

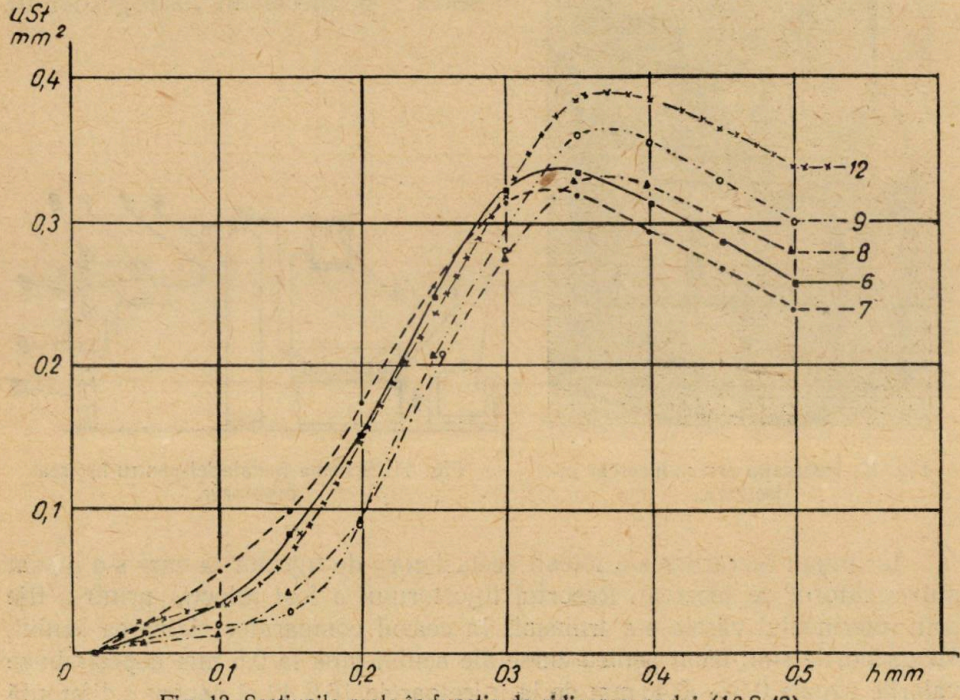


Fig. 13. Secțiunile reale în funcție de ridicarea acului (16 S 42).

de presiune de 90 kg/cm² egală cu cea realizată în timpul funcționării motoarelor D 35 M.

Încercările s-au făcut numai în scop comparativ, motorina folosită pentru experiențe, cu $\gamma = 0{,}841$ kg/dm³ la 25 °C s-a filtrat înainte de fiecare măsurătoare printr-un filtru fin utilizat la motoarele D 35 M.

Pe baza debitelor măsurate pentru o debitare continuă la diferite curse (h) ale acului pulverizatorului și a presiunilor de debitare s-au calculat secțiunile reale de curgere (μS_t) realizate.

S-au încercat cca. 30 injectoare 16 S 42 dintre care 15 puse la dispoziție de I. C. Frimu-Sinaia. Rezultatele încercărilor pentru aceste 15 injectoare sînt trecute în fig. 12, 13, 14.

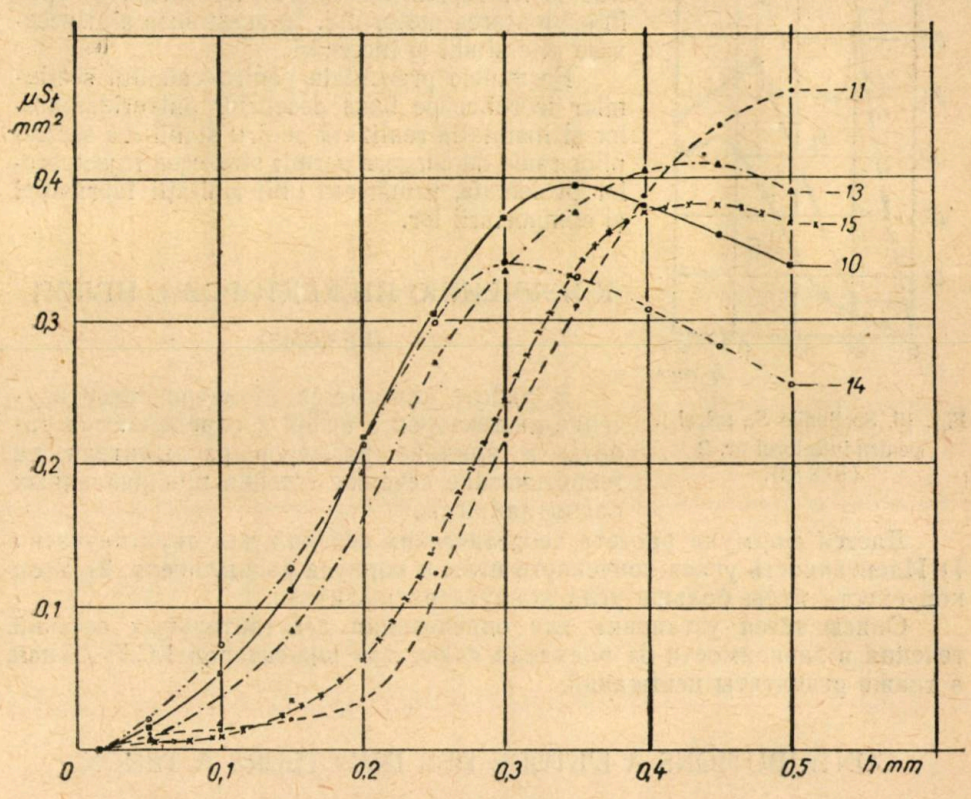


Fig. 14. Secțiunile reale în funcție de ridicarea acului (16 S 42).

Cu excepția injectoarelor 10, 11, 14 și 15 restul se situează într-o zonă compactă, avînd o comportare uniformă sub aspectul cercetat. Și injectoarele care ies din zona comună, dacă au caracteristici apropiate, pot fi

folosite în motoarele policilindrice, cilindri motorului putînd avea în acest caz o comportare uniformă.

În fig. 15 s-au reprezentat curba caracteristică medie $S_t=f(h)$ rezultată din fig. 9, curba caracteristică $\mu S_t=f(h)$ pentru injectorul 16 S 42 nr. 2 care are o comportare medie, precum și variația coeficientului de debit $\mu=f(h)$. Rezultatele sînt comparabile cu cele obținute pentru injectoare similare [2].

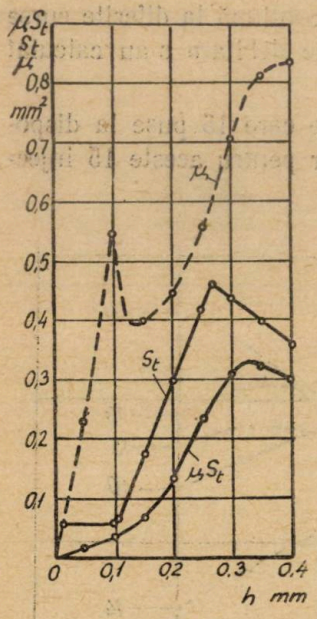


Fig. 15. Secțiunile S_t, μS_t și μ pentru injectorul nr. 2 (16 S 42).

4. CONCLUZII

Încercările s-au făcut pentru urmărirea uniformității fabricației injectoarelor și a comportării lor, rezultatele avînd un caracter relativ. Curbele trasate nu reprezintă valorile adevărate ce apar în exploatarea motorului. În acest scop sînt necesare alte studii și încercări.

Formulele prezentate pentru calculul secțiunilor teoretice pe baza desenelor pulverizatoarelor și instalația realizată pentru stabilirea secțiunilor reale de curgere permit studierea injectoarelor proiectate, urmărirea uniformității fabricației și comportării lor.

К ИЗУЧЕНИЮ ИНЖЕКТОРОВ С ИГЛОЙ

(РЕЗЮМЕ)

В работе излагается геометрическое изучение инжекторов с иглой и определяются работы и влияние размеров распылителя на георетические сечения течения при различных поднятиях иглы.

Дается формула расчета теоретических сечений для двух случаев: 1) Идентичность углов конусности иглы и корпуса распылителя. 2) Угол конусности иглы больше угла корпуса распылителя.

Описывается установка для определения действительных сечений течения в зависимости от поднятия иглы, для инжекторов I.C.F. Синая а также результаты испытаний.

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE DES INJECTEURS A TENON

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on fait une étude géométrique des injecteurs à tenon en établissant les phases de fonctionnement et l'influence des dimensions du pulvérisateur sur les sections théoriques d'écoulement réalisées pour les différentes courses de l'aiguille.

On y présente les formules de calcul des sections théoriques en deux hypothèses : 1) L'angle de conicité du pointeau et du corps du pulvérisateur sont égaux. 2) L'angle de conicité du pointeau est plus grand que celui du corps du pulvérisateur.

On présente simultanément l'installation destinée à déterminer les sections réelles d'écoulement en fonction de la course de l'aiguille pour les injecteurs I. C. F. Sinaia ainsi que les résultats des essais.

CU PRIVIRE LA STABILIREA DIAMETRULUI EXTERIOR AL CUȚITELOR DISC PROFILATE

DE

ȘT. ROSINGER

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

Pentru calculul diametrului exterior minim al cuțitelor disc profilate. Literatura de specialitate [1] ... [6] indică relația :

$$D_e = 2a_p + 2b + 2m_0 + d_0 \qquad (1)$$

unde semnificația lui a_p, b, m_0, și d_0 rezultă din fig. 1.

Această relație de dimensionare urmărește asigurarea condițiilor de degajare liberă a așchiei, de rezistență a corpului sculei și de rigiditate a dornului de fixare a acesteia.

Relația (1) nesocotește însă rezistența tăișului sculei.

Un factor foarte important al rezistenței tăișului îl constituie unghiul de ascuțire β al sculei așchietoare.

Valoarea minimă admisibilă a acestui unghi (β_{min}) se determină în baza calculului de rezistență a tăișului [7].

Asigurarea tăișurilor suficient de rezistente, adică cu

$$\beta_x = \beta_{min}, \qquad (2)$$

se face limitînd mărimea unghiurilor de degajare γ cu care pot fi prevăzute sculele.

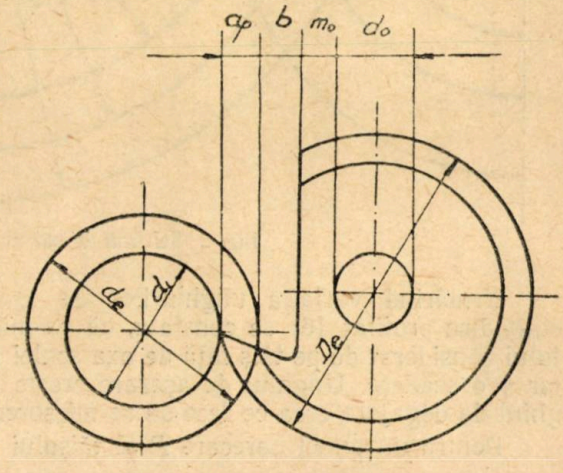


Fig. 1. Schemă de dimensionare a cuțitelor disc profilate.

Indicațiile din manuale sau standarde, pentru mărirea lui γ, date în funcție de materialele supuse prelucrării, corespund cerințelor de a asigura suficientă rezistență întregului tăiș al sculelor normale.

În cazul cuțitului disc profilat însă, pentru diversele porțiuni ale tăișului, apar mărimi mult diferite între ele ale unghiurilor de așezare cît și

de degajare, ceea ce poate să ducă la apariția unor porțiuni de tăiș cu rezistență nesatisfăcătoare.

Dimensionarea corectă a cuțitului disc profilat va trebui, ca — în afara condițiilor puse de relația (1) — să asigure rezistență satisfăcătoare tuturor porțiunilor de tăiș, adică să excludă posibilitatea apariției porțiunilor cu unghi de ascuțire mai mic decît β_{min}.

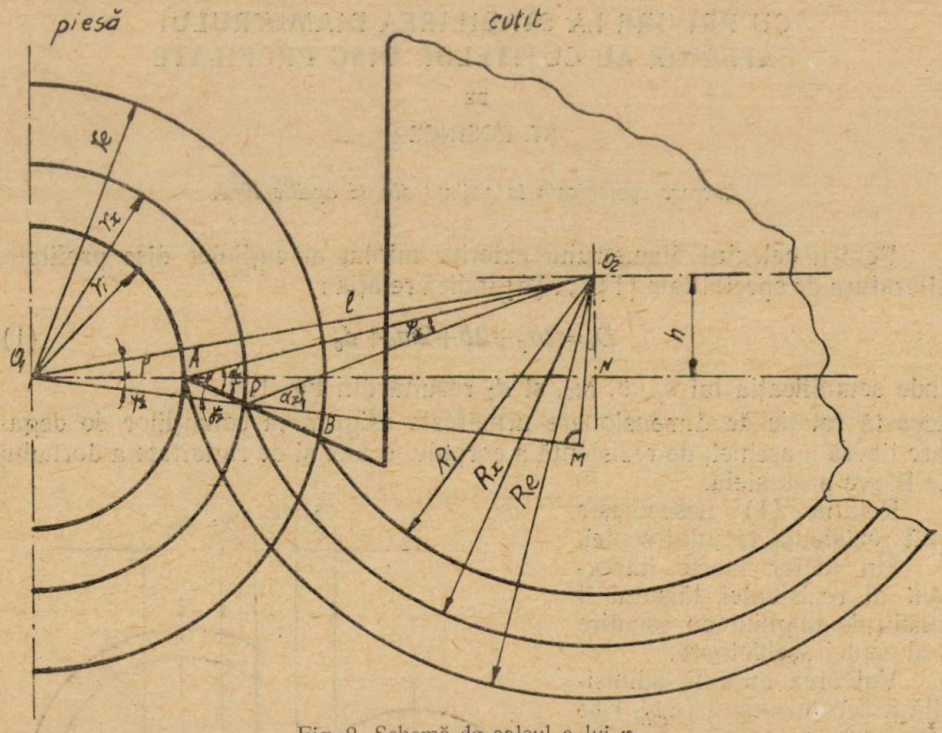


Fig. 2. Schemă de calcul a lui φ_x.

Urmărind variația unghiurilor de așezare și de degajare pentru un cuțit disc profilat [6] se constată, că pe măsura micșorării distanței punctului considerat de pe tăiș față de axa sculei (R_x), α înregistrează o creștere, iar γ o scădere. Unghiul de așezare crește mai rapid decît cum scade unghiul de degajare ceea ce face să se micșoreze unghiul de ascuțire al sculei.

Pentru un punct oarecare P al tăișului (fig. 2) se poate pune:

$$\alpha_x+\gamma_x=\alpha+\gamma+\varphi_x$$

respectiv

$$\beta_x=\beta-\varphi_x \qquad (3)$$

unde φ_x reprezintă tocmai micșorarea unghiului de ascuțire a sculei intervenită în punctul P față de punctul periferic A al tăișului (la distanța Re de axa sculei).

Astfel condiția de rezistență a tăișului exprimată înainte prin expresia (2) se va putea pune sub forma

$$\varphi_x \leqslant \varphi_{max} \tag{4}$$

unde prin φ_{max} înțelegem variația maximă admisă de rezistența tăișului, adică

$$\varphi_{max} = \beta - \beta_{min} \tag{5}$$

Mărimea lui φ_x o obținem aplicînd teorema sinusurilor triunghiului AO_2P:

$$\sin \varphi_x = \frac{AP}{R_x} \cdot \sin(\alpha+\gamma). \tag{6}$$

Mărimea lui AP, dedusă din triunghiurile AO_1P și AO_2P prin aplicarea teoremei lui Pythagora generalizată este:

$$AP = R_e \cdot \cos(\alpha+\gamma) - \sqrt{R_x^2 - R_e^2 \cdot \sin^2(\alpha+\gamma)} \tag{7}$$

ceea ce introdus în (6) ne dă

$$\sin \varphi_x = \frac{R_e \cdot \cos(\alpha+\gamma) - \sqrt{R_x^2 - R_e^2 \cdot \sin^2(\alpha+\gamma)}}{R_x} \cdot \sin(\alpha+\gamma). \tag{8}$$

Dat fiind un cuțit disc profilat, adică cunoscute fiind valorile lui R_e, α, γ și φ_{max} relația (8) se verifică pentru un anumit raport între $R_x = R_l$ și R_e. Notînd acest raport prin k

$$k = \frac{R_l}{R_e} \tag{9}$$

relația (8) ia forma

$$\sin \varphi_{max} = \frac{\cos(\alpha+\gamma) - \sqrt{k^2 - \sin^2(\alpha+\gamma)}}{k} \cdot \sin(\alpha+\gamma). \tag{10}$$

Rădăcinile acestei ecuații în k sînt:

$$k_1 = \frac{\sin(\alpha+\gamma)}{\sin[\varphi_{max} - (\alpha+\gamma)]} \tag{11}$$

și

$$k_2 = \frac{\sin(\alpha+\gamma)}{\sin[\varphi_{max} + (\alpha+\gamma)]} \tag{12}$$

Rădăcina k_1 ne dă pentru

$$\varphi_{max} < \alpha+\gamma \qquad k_1 < 0$$

$$\varphi_{max} = \alpha+\gamma \qquad k_1 = \infty$$

și ca atare este lipsită de sens fizic.

Cea de-a doua rădăcină, k_2, ne dă pentru

$$\varphi_{max}=0 \qquad k_2=1$$

$0<\varphi_{max}<90°-(\alpha+\gamma)$ cu creșterea lui φ se micșorează k_2

$$\varphi_{max}=90°-(\alpha+\gamma) \quad k_2=\sin(\alpha+\gamma)$$

ceea ce corspunde întrutotul problemei concrete studiate.

Prin urmare pentru a evita apariția porțiunilor de tăiș insuficient de rezistente, trebuie să se asigure drept limită inferioară pentru k

$$k=\frac{R_t}{R_e}=\frac{\sin(\alpha+\gamma)}{\sin[\varphi_{max}+(\alpha+\gamma)]} \tag{13}$$

În baza acestei relații s-au trasat diagramele de variație a lui $k=f(\varphi)$ pentru diverse valori ale lui $\alpha+\gamma$ (fig. 3 *a*) respectiv $k=f(\alpha+\gamma)$ pentru anumite valori impuse pentru φ (fig. 3, *b*).

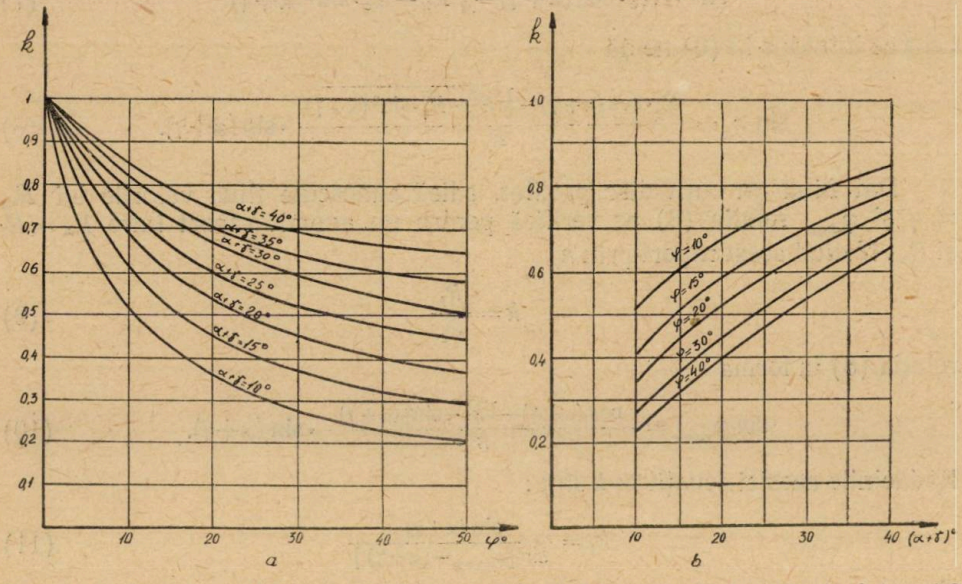


Fig. 3. *a*) Variația $k=f(\varphi)$ pentru diverse valori ale lui $\alpha+\gamma$; *b*) Variația $k=f(\alpha+\gamma)°$ pentru diverse valori ale lui φ.

Să vedem acum în ce măsură relațiile de dimensionare ale cuțitelor disc profilate de forma lui (1), sînt acoperitoare din punctul de vedere al asigurării tăișurilor, suficient de rezistente. În acest fel urmează să delimităm domeniul de valabilitate al acestor relații.

Relația (1) permite să se stabilească valorile maxime ale adîncimilor ce se pot prelucra cu cuțite disc de anumite diametre. Folosind

valorile date de diverși autori, s-au redat grafic funcțiile $a_p=f(R_e)$, prezentate prin linii întrerupte în fig. 5, 6, 7, și 8, și anume :

dreapta *1* — corespunde valorilor indicate de A. I. Sepsenvol ;
dreapta *2* — valorilor date de B. A. Krivouhov ;
dreapta *3* — valorilor date de M. D. Pekarski și I. Lăzărescu ;
dreapta *4* — valorile date de I. I. Semencenko.

Notăm că valorile lui d_0 din relațiile de calcul ale lui M. D. Pekarski și I. Lăzărescu au fost asimilate cu cele date de I. I. Semencenko funcție de R_e, care de altfel se pot socoti valori medii, și pentru datele tabelare indicate de autorii de mai sus, valabile pentru cazurile cele mai uzuale ale strungurilor profilate.

Adîncimea de profil a_p se obține ca diferență între razele exterioare și interioare ale piesei profilate (fig. 1).

$$a_p=r_e-r_t \tag{14}$$

Pentru a cunoaște valoarea lui R_t corespunzătoare unui a_p dat, explicităm aceasta din (7) unde luăm punctul P coincident cu B, în care caz $R_x=R_t$ și obținem :

$$R_t=\sqrt{R_e^2-2\cdot AB\cdot R_e\cdot\cos(\alpha+\gamma)+AB^2} \tag{15}$$

În acest fel rezultă pentru k valoarea

$$k=\frac{\sqrt{R_e^2-2\cdot AB\cdot R_e\cdot\cos(\alpha+\gamma)+AB^2}}{R_e} \tag{16}$$

Valoarea lui k fiindu-ne însă cunoscută și din (13) și redată prin diagramele din fig. 3), putem forma din (16) ecuația în AB :

$$AB^2-2\cdot R_e\cdot\cos(\alpha+\gamma)\cdot AB=R_e^2(1-k^2)=0 \tag{17}$$

care admite rădăcina :

$$AB=R_e[\cos(\alpha+\gamma)]-\sqrt{\cos^2(\alpha+\gamma)-(1-k^2)} \tag{18}$$

Valoarea lui AB se obține pe de altă parte și din triunghiul AO_1B sub forma :

$$AB=\sqrt{r_e^2-r_t^2\cdot\sin^2\gamma}-r_t\cdot\cos\gamma \tag{19}$$

Introducînd în (19) valoarea lui AB obținută prin (18) putem obține pe r_e în funcție de r_t, acordînd acesteia din urmă mărimi arbitrare. Totodată rezultă și pentru $a_p=r_e-r_t$ o mărime variabilă funcție de r_t ales. Maximul apare pentru $r_t=0$. Odată cu creșterea lui r_t, se înregistrează o micșorare a lui a_p, curba de variație $a_p=f(r_t)$ apropiindu-se asimptotic de o orizontală.

În fig. 4 se redau grafic variațiile lui a_p pentru cazurile cînd $\gamma=30°$, adică tocmai cazurile variațiilor maxime. Se indică situațiile pentru cuțite disc cu $R_e=60$ mm (fig. 4, *a*) și $R_e=20$ mm (fig. 4, *b*).

Dacă ţinem seamă de dimensiunile pieselor ce se prelucrează obişnuit cu cuţite disc profilate (de regulă nu se fac prelucrări pînă la $r_t = 0$), rezultă că făcînd calculele cu $r_t = 10$ mm, erorile ce intervin în mărimea lui a_p vor fi de cel mult 3 ... 5%, ceea ce introduc o modificare cu totul lipsită de importanţă asupra rezistenţei tăişului (variaţia lui φ prin intermediul lui k).

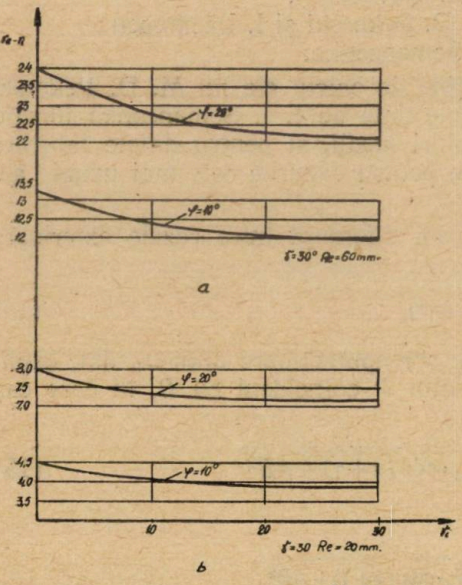


Fig. 4. Variaţia lui $a_p = r_e - r_i = f(r_t)$ pentru $\varphi = 20°$ respectiv $\varphi = 10°$. *a*) Cazul unui cuţit cu $\gamma = 30°$, Re=60 mm; *b*) Cazul unui cuţit cu $\gamma = 30°$, Re=20 mm.

Punînd egalitatea între (18) şi (19) obţinem:

$$R_e\left[\cos(\alpha+\gamma) - \sqrt{\cos^2(\alpha+\gamma) - (1-k^2)}\right] = \sqrt{r_e^2 - r_i^2 \cdot \sin^2\gamma} - r_i \cdot \cos\gamma \qquad (20)$$

de unde rezultă relaţia de dimensionare a cuţitului disc profilat, funcţie de asigurarea rezistenţei tăişurilor, anume:

$$R_e = \frac{\sqrt{r_e^2 - r_i^e \cdot \sin^2\gamma} - r_t \cdot \cos\gamma}{\cos(\alpha+\gamma) - \sqrt{\cos^2(\alpha+\gamma) - (1-k^2)}} . \qquad (21)$$

Deci admitem pentru calcule $r_t = 10$ mm şi $\alpha = 10°$ (avem în vedere că cuţitelor disc li se acordă unghiuri de aşezare variind între limite foarte înguste de 10° ... 12°) folosindu-ne de relaţia (21) vom putea reda mărimea $a_p = r_e - r_i$ în funcţie de elementele constructive ale cuţitului (R_e, γ) şi în funcţie de micşorarea unghiului de ascuţire, pe care o admite rezistenţa tăişului sculei (φ_{max}, respectiv k).

Pe această bază am construit graficele de variaţie a lui $a_p = f(R_e)$ pentru cazurile uzuale ale cuţitelor disc profilate şi anume în fig. 5 pentru $\gamma = 0°$, fig. 6 pentru $\gamma = 10°$, fig. 7 pentru $\gamma = 20°$, fig. 8 pentru $\gamma = 30°$, pentru valori ale lui φ_{max} de 10°, 20° şi 30°, menţinînd $r_t = 10$ mm şi $\alpha = 10°$. Lui R_e i s-au dat valori corespunzătoare dimensiunilor uzuale ale cuţitelor disc profilate de $R_e = 15 \ldots 60$ mm.

Pe aceleaşi figuri fiind suprapuse şi datele obţinute pe baza dimensionării prin relaţia (1), avem posibilitatea să ne exprimăm asupra domeniului de valabilitate a acestor relaţii de dimensionare. Se constată următoarele:

— pentru cuţite disc profilate cu $\gamma = 0°$ relaţiile de dimensionare de forma (1) asigură tăişuri suficient de rezistente. Pot apare aici (fig. 5), în cel mai rău caz, micşorări ale unghiului de ascuţire de cel mult 20°, prin urmare $\beta_{min} = 60°$, ceea ce o putem în general admite ţinînd cont că porţiunile de tăiş cu rezistenţa într-atît de slăbită, participă de regulă doar o

mică fracțiune de timp în procesul de așchiere în raport cu durata totală a prelucrării ;

— pentru cuțite disc profilate cu $\gamma = 10°$ (fig. 6) se pot considera valabile pentru întregul interval de valori ale lui R_e relațiile de dimensionare ale lui M. D. Pekarski, I. Lăzărescu și I. J. Semencenko (dreptele 3 și 4).

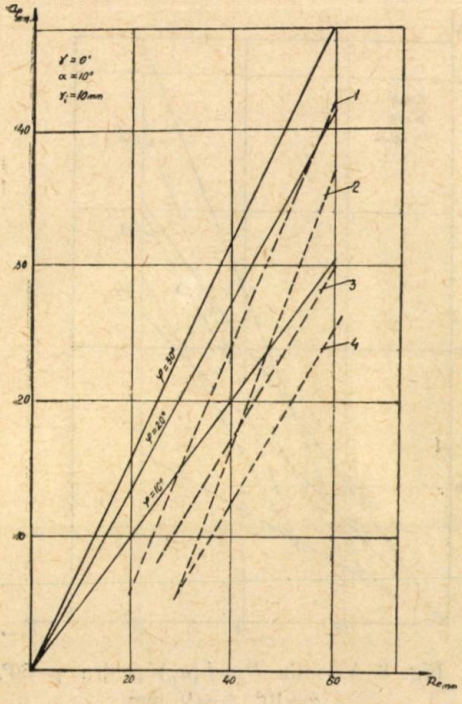


Fig. 5. Variația $R_e = f(a_p)$ pentru $\gamma = 0°$, $\alpha = 10°$, $r_i = 10$ mm :

Liniile continue, valori obținute în baza relației (21) pentru diverse valori ale lui φ ; Liniile întrerupte, valori obținute în baza relației (1) și anume dreapta 1. după A. I. Sepsenvol; 2. B. A. Krivovhov; 3. M. D. Pekarski și I. Lăzărescu; 4. I. I. Semencenko.

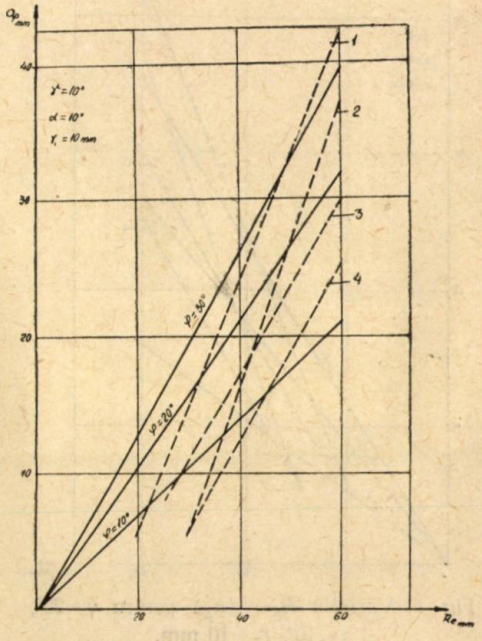


Fig. 6. Variația $R_e = f(a_p)$ pentru $\gamma = 10°$, $\alpha = 10°$, $r_i = 10$ mm.

Relațiile de dimensionare date de A. I. Sepsenvol (dreapta 1) și B. A. Krivorhov (dreapta 2) devin nesatisfăcătoare în cazul valorilor ridicate ale lui a_p cărora le corespund cuțitele disc de dimensiuni mari. Se vede că pentru asemenea cuțite, admițînd spre exemplu $\varphi_{max} = 20°$ (prin urmare $\beta_{min} = 50°$) domeniul de valabilitate al relației lui A. I. Sepsenvol se restrînge doar pentru $a_p \leqslant 17$ mm respectiv, cuțite de cel mult $R_e \cong 35$ mm, iar al relației lui B. A. Krivouhov pentru $a_p \leqslant 27$ mm respectiv $R_e \cong 50$ mm ;

— pentru cuțite disc profilate cu $\gamma = 20°$ (fig. 7) domeniul de valabilitate al relațiilor se restrînge și mai mult. Se poate socoti că își menține

valabilitatea pentru întregul interval de dimensiuni ale cuțitelor disc profilate doar relația lui I. J. Semencenko ;

— pentru cuțite disc profilate cu $\gamma=30°$ (fig. 8) devin nesatisfăcătoare toate relațiile de dimensionare de forma (1) pentru cazul adîncimilor de profil mari, respectiv a cuțitelor disc de dimensiuni mari. Astfel pentru un

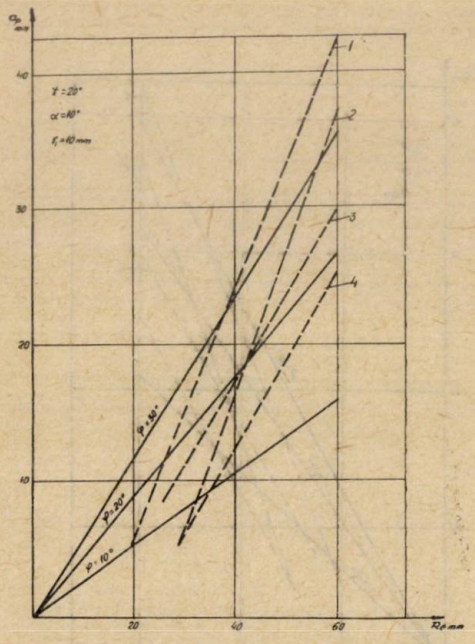


Fig. 7. Variația $R_e=f(a_p)$ pentru $\gamma=20°$, $\alpha=10°$, $r_l=10$ mm.

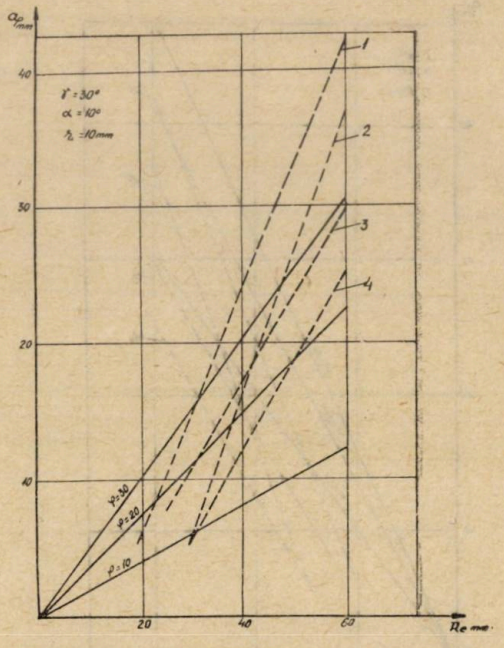


Fig. 8. Variația $R_e=f(a_p)$ pentru $\gamma=30°$, $\alpha=10°$, $r_l=10$ mm.

cuțit disc, cu $R_e=60$ mm dimensionat chiar după relația dată de I. J. Semencenko, care admite adîncimile de profil minime, pot apare micșorări ale unghiului de ascuțire de peste 20°, adică cu $\beta<30°$. Cu mult mai pronunțate sînt micșorările ce pot apare la dimensionările făcute după celelalte relații de calcul, ajungînd pentru cazul relației lui A. I. Sepsenvol la valori ale lui β apropiate chiar de zero.

Se constată în general că relațiile de dimensionare ale cuțitelor disc profilate de forma (1) sînt acoperitoare, și din punctul de vedere al asigurării tăișurilor suficient de rezistente pentru cazul prelucrărilor cu adîncimi de profil (a_p) mici, cărora le corespund și cuțite disc de dimensiuni (R_e) mai mici.

Pentru asemenea cazuri de prelucrări dă rezultate nesatisfăcătoare dimensionarea în baza relației (21), căci după cum se vede din graficele prezentate, ea nu asigură realizarea condițiilor de rezistență a corpului și dornului de fixare a sculei.

Din contră, în cazul prelucrărilor cu adîncimi de profil (a_p) mari, cărora corespund cuțite disc profilate de dimensiuni mari (R_e), se impune dimensionarea după relația (21) pentru a asigura tăișuri suficient de rezistente. După cum se vede din grafice, pentru asemenea cazuri, rezultatele obținute în baza relației (21) sînt acoperitoare și din punctul de vedere al asigurării rezistenței corpului și dornului de fixare al sculei. Aici devin nesatisfăcătoare valorile de dimensionare date de relația (1), întrucît nu asigură tăișuri suficient de rezistente.

În concluzie rezultă că, pînă la anumite valori ale lui a_p, dimensionarea va trebui să fie făcută în baza relației (1), iar peste valorile respective ale lui a_p, va trebui să se facă dimensionarea în baza relației (21).

Valorile critice ale lui a_p peste care se impune dimensionarea în baza relației (21) sînt date în graficele din fig. 5, 6, 7 și 8 prin intersecțiile dreptelor *1, 2, 3* sau *4* corespunzătoare relației de dimensionare (1) cu dreptele trasate cu linie continuă corespunzătoare relației de dimensionare (21) și redate pentru diverse valori ale lui φ_{max}.

BIBLIOGRAFIE

1. I. J. Semencenko, V. M. Matiușin, G. N. Saharov, *Proectirovanie metallorejuscih instrumentov*, Mașghiz 1962.
2. *Mașinostroenie* Vol. VII. Mașghiz 1950.
3. M. D. Pekarski, A. S. Lerner, C. I. Limov, L. N. Smirnov, *Scule pentru tăierea metalelor*, Ed. Tehnică 1950.
4. I. Lăzărescu, *Calculul și construcția sculelor așchietoare*, Ed. Tehnică 1961.
5. B. A. Krivouhov, B. E. Bruștein, S. V. Egorov, A. G. Cerviacov, N. A. Celobov, M. A. Miakișev, V. G. Boris, P. G. Petruha, P. D. Bespahotnii, *Obrobotka metallov rezaniem*, Oboroghiz 1958.
6. A. I. Sepsenvol, *Rejuscii instrument v. priborostroenie*, Oboronghiz 1954.
7. M. I. Klușin, Rascet rejuscei ciasti instrumentov na procinosti. „Stanki i instrument" Nr. 2—1958.
8. St. Rosinger, Mărimea unghiurilor de așezare și degajare pentru diversele puncte de pe tăișul cuțitelor disc profilate.

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ВНЕШНЕГО ДИАМЕТРА ДИСКОВЫХ ПРОФИЛЬНЫХ НОЖЕЙ

(РЕЗЮМЕ)

Имея в виду большие колебания углов дисковых профильных ножей для различных точек режущей кромки, установлено, что для такого инструмента могут появиться места с недостаточной прочностью. Таким образом соотношение [1] не содержащее прочность лезвия, не может быть обобщено.

Работа дает предельное отношение R_i / R_e, для которого лезвие остается достаточно прочным, а также предлагает соотношение для расчета внешнего диаметра дисковых ножей с обеспечением прочности лезвия.

Устанавливается область применения соотношения (1) в наилучших условиях, а также предложенного соотношения (21). Уточняется критическое значение глубины профиля, в качестве предела области применения.

CONCERNANT LA DÉTERMINATION DU DIAMÈTRE EXTÉRIEUR DES COUTEAUX DISQUE PROFILÉS

(RÉSUMÉ)

Etant donné les grandes variations des angles de mise et de dégagement que les couteaux disque profilés peuvent subir en différents points de leurs tranchants on indique que pour ces outils pour certains cas existent des portions de tranchant d'une résistance insuffisante. Par suite la relation de dimension (1) utilisée habituelement, qui ne tienne pas compte de la résistance de tranchant, ne peut avoir une utilisation générale.

On présente dans ce travail le rapport limite R_i/R_e pour lequel le tranchant maintient une résistance suffisante et l'on déduit une relation pour la détermination du diamètre extérieur des couteaux disque profilés, laquelle assure la résistance du tranchant.

On établit le domaine où la relation connue (1) peut être utilisée avec de bons résultats et celui où on est obligé à utiliser la relation (21) mentionée dans ce travail.

On précise en tant que limite de domaine d'utilisation une valeur critique de la profondeur de profil.

MĂRIMEA UNGHIURILOR DE AȘEZARE ȘI DE DEGAJARE PENTRU DIVERSELE PUNCTE DE PE TĂIȘUL CUȚITELOR DISC PROFILATE

DE

ȘT. ROSINGER

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

1.1. În literatura tehnică de specialitate se indică mai multe relații pentru mărimea unghiului de așezare α_{x_N} dintr-un punct oarecare de pe tăișul unui cuțit profilat, măsurată într-un plan normal pe porțiunea dată a a tăișului. Astfel se indică relația [1] și [2]

$$\operatorname{tg} \alpha_{x_N} = \operatorname{tg} \alpha \cdot \sin \varkappa , \qquad (1)$$

unde

α — unghiul de așezare pe un tăiș paralel cu axa sculei, situat la distanța egală cu raza exterioară a sculei R_e ;

$\varkappa$ — înclinarea tangentei la tăiș în punctul considerat față de normala pe axa sculei.

Această relație nu ține cont de distanța punctului considerat față de axa cuțitului și axa piesei, și nici de mărimea unghiului de degajare. În conformitate cu această relație rezultă un unghi de așezare constant pe toată lungimea porțiunilor rectilinii ale tăișului (fig. 1, porțiunea *bc*) și valori egale ale unghiului de așezare pe orice porțiuni de tăiș paralele între ele (fig. 1, porțiunea *ab* și *cd*). Ori acest lucru este adevărat numai pentru cuțitele profilate prismatice având unghi de degajare zero.

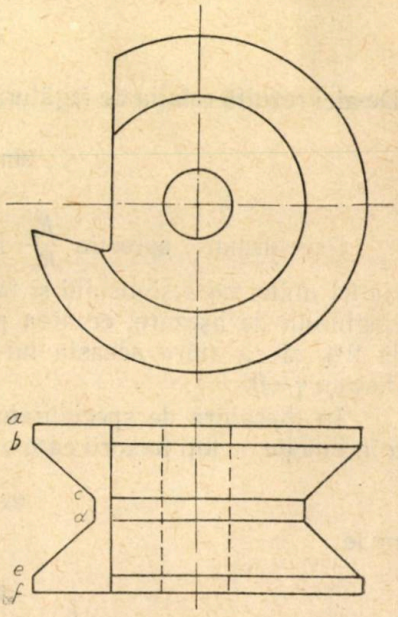


Fig. 1. Cuțit disc profilat.

De fapt relația (1) reprezintă expresia de legătură dintre mărimea unghiului de așezare măsurată într-un plan normal pe tăiș și cea măsurată într-un plan normal pe axa sculei.

Alte lucrări de specialitate [3], [4], [5], introduc corecția în funcție de distanță R_x a punctului considerat față de axa cuțitului și indică relația de calcul :

$$\operatorname{tg} \alpha_{x_N} = \frac{R_e}{R_x} \cdot \operatorname{tg} \alpha \sin \varkappa \tag{2}$$

Relația (2) nu este nici ea perfectă, întrucît neglijează influența celorlalți factori mai sus amintiți.

Astfel, chiar pentru cazul particular cînd $\gamma = 0$ și prin urmare fața de degajare a sculei este cuprinsă într-un plan diametral al piesei (fig. 2) (pentru acest caz toate tangentele la piesă din planul de așchiere sînt verticale, deci paralele între ele, și ca atare se anulează influența distanței punctului considerat la axa piesei), mărimea unghiului de așezare corespunzător unui punct de pe porțiunea *ab* a tăișului va fi dată de relația :

$$\sin \alpha = \frac{h}{R_e} \tag{3}$$

iar a unui punct de pe porțiunea *cd*, paralelă cu *ab*,

$$\sin \alpha_x = \frac{h}{R_x} \tag{4}$$

De aici rezultă relația de legătură

$$\sin \alpha_x = \frac{R_e}{R_x} \cdot \sin \alpha. \tag{5}$$

Prin urmare, corecția $\frac{R_e}{R_x}$ introdusă în relația (2) are aproximația variației uniforme a sinusului și tangentei. Ținînd cont de mărimile uzuale ale unghiului de așezare, eroarea pe care o dă relația (2) este mică, de pînă la 2% și ca atare aceasta nu-și pierde utilitatea practică pentru cuțitele disc cu $\gamma = 0$.

În literatura de specialitate [6] se mai găsește precizarea mărimii lui α în funcție de toți factorii care o determină, sub forma

$$\alpha_x = \alpha + \gamma - \gamma_x + \varphi_x \tag{6}$$

unde

$$\sin \gamma_x = \frac{r_t \cdot \sin \gamma}{r_x} \tag{7}$$

$$\operatorname{tg} \varphi_x = \frac{C_x \cdot \sin (\alpha + \gamma)}{R_e - C_x \cdot \cos (\alpha + \gamma)} \tag{8}$$

$$C_x = \frac{r_x \cdot \sin (\gamma - \gamma_x)}{\sin \gamma} \tag{9}$$

Această relație însă dă valoarea lui α_x în funcție de distanța punctului considerat de pe tăiș pînă la axa piesei (r_x). Ori poziția unui punct de pe tăiș se determină prin distanța acestuia pînă la axa sculei (R_x). Evident că între aceste mărimi (r_x) și (R_x) există o corelație bine definită, funcție de dimensiunile sculei și piesei și amplasarea sculei în raport cu piesa. Această expresie nefiind indicată, folosirea relației (6) este anevoioasă.

Pe de altă parte relația (6) nu are o formă convenabilă pentru a permite particularizări, cum ar fi spre exemplu situația pentru $\gamma=0$, în care caz se stabilesc relații simple între mărimea lui α și α_x.

1.2. Lucrarea de față prezintă o relație de calcul a lui α_x dată direct în R_x, care socotim că este mai comodă pentru calcul și care permite cu ușurință particularizări.

Problema o rezolvăm pentru cazul general al unui cuțit disc profilat avînd $\gamma\neq 0$.

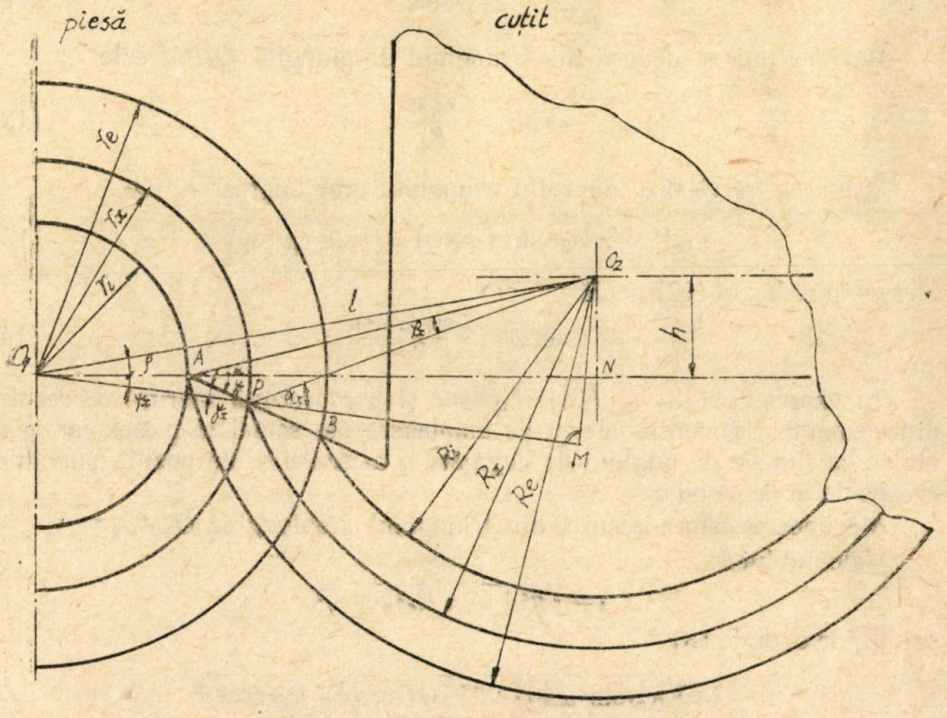


Fig. 2. Schemă de calcul a lui α_x și γ_x.

Valoarea unghiului de așezare dintr-un plan normal pe tăiș (α_{x_N}) este precizată prin relația (1) în funcție de valoarea acestui unghi, măsurată după un plan normal pe axa sculei (α_x). De aceea vom urmări doar stabilirea mărimii acesteia din urmă.

Luăm un punct oarecare P de pe tăiș, determinat prin distanța R_x față de axa sculei.

Acest punct se poate considera ca aparținînd unei porțiuni de grosime elementară dB a cuțitului disc. Porțiunea elementară corespunzătoare de tăiș o putem socoti în acest caz paralelă cu axa sculei, prin urmare paralelă și cu tăișul din A care formează un unghi de așezare cunoscut α, dat prin relația (3).

Unghiul α_x este format între tangenta la piesă în punctul P (care reprezintă urma planului de tăiere) și tangenta în același punct la scula disc.

Urmărind figura, este evident că

$$\alpha_x = \sphericalangle O_2PM \tag{10}$$

cele două unghiuri avînd laturile perpendiculare între ele, iar

$$\alpha = \sphericalangle O_2AN \tag{11}$$

Mărimea lui α_x dedusă din triunghiul dreptunghic O_2PM este

$$\sin \alpha_x = \frac{O_2M}{R_x}. \tag{12}$$

Valoarea lui O_2M o luăm din triunghiul dreptunghic O_1MO_2

$$O_2M = O_1O_2 \cdot \sin(\rho + \psi) = l \cdot \sin(\rho + \psi) \tag{13}$$

ceea ce introdus în (12) ne dă

$$\sin \alpha_x = \frac{l \cdot \sin(\rho + \psi)}{R_x} \tag{14}$$

În expresiile (13) și (14) $O_1O_2 = l$ și ρ reprezintă mărimi ce rezultă din elementele dimensionale și de amplasare ale sculei și piesei, iar ψ se obține ca funcție de unghiul de degajare γ al sculei și de poziția punctului P considerat de pe tăiș.

Mărimea acestora rezultă din triunghiul dreptunghic O_1NO_2:

Calculul lui l:

$$l = \sqrt{h^2 + (r_i + R_e \cdot \cos\alpha)^2}$$

sau ținînd cont de (3)

$$l = \sqrt{R_e^2 \cdot \sin^2\alpha + r_i^2 + 2R_e \cdot r_i \cdot \cos\alpha + R_e^2 \cdot \cos^2\alpha}$$

respectiv

$$l = \sqrt{R_e^2 + r_i^2 + 2R_e \cdot r_i \cdot \cos\alpha} \tag{15}$$

Calculul lui ρ:

$$\sin\rho = \frac{h}{l} = \frac{h}{\sqrt{R_e^2 + r_i^2 + R_e \cdot r_i \cdot \cos\alpha}}$$

sau ținînd cont de (3)

$$\sin\rho=\frac{R_e\cdot\sin\alpha}{\sqrt{R_e^2+r_i^2+2R_e\cdot r_i\cdot\cos\alpha}}. \tag{16}$$

— Calculul lui ψ

Din triunghiul AO_1P avem

$$\psi=\gamma-\gamma_x \tag{17}$$

și

$$\sin\gamma_x=\frac{r_i}{r_x}\cdot\sin\gamma. \tag{18}$$

Mărimea r_x din (18) — distanța punctului P pînă la axa piesei — o exprimăm în funcție de R_x. In acest scop aplicăm teoria lui Pythagora generalizată triunghiului AO_1P:

$$r_x^2=r_i^2+AP^2-2r_i\cdot AP\cos(180°-\gamma) \tag{19}$$

și triunghiului AO_2P

$$R_x^2=R_e^2+AP^2-2R_e\cdot AP\cdot\cos(\alpha+\gamma) \tag{20}$$

Ordonînd cele două ecuații în funcție de AP, obținem

$$AP^2+2r_i\cdot AP\cdot\cos\gamma+r_i^2-r_x^2=0 \tag{21}$$

$$AP^2-2R_e\cdot AP\cdot\cos(\alpha+\gamma)+R_e^2-R_x^2=0 \tag{22}$$

Rădăcinile ecuațiilor (21) și (22) sînt:

$$AP_{1,2}=-r_i\cdot\cos\gamma\pm\sqrt{r_x^2-r_i\cdot\sin^2\gamma} \tag{23}$$

respectiv

$$AP_{1,2}=R_e\cos(\alpha+\gamma)\pm\sqrt{R_x^2-R_e^2\cdot\sin^2(\alpha+\gamma)} \tag{24}$$

Particularizînd valorile date prin (23) și (24) pentru $\gamma=0$ și $R_x=R_e$, obținem egalitatea dintre rădăcinile

$$-r_i\cdot\cos\gamma+\sqrt{r_x^2-r_i^2\cdot\sin\gamma}=R_e\cdot\cos(\alpha+\gamma)-\sqrt{R_x^2-R_e^2\cdot\sin^2(\alpha+\gamma)}. \tag{25}$$

Explicitînd de aici valoarea lui r_x avem

$$r_x=\sqrt{r_i^2\cdot\sin^2\gamma+[-\sqrt{R_x^2-R_e^2\cdot\sin^2(\alpha+\gamma)}+R_e\cdot\cos(\alpha+\gamma)+r_i\cdot\cos\gamma]^2} \tag{26}$$

Ținînd cont de expresiile (18) și (26), obținem pe ψ în baza relației (17)

$$\psi=\gamma-\arcsin\frac{r_i\cdot\sin\gamma}{\sqrt{r_i^2\sin^2\gamma+\left[-\sqrt{R_x^2-R_e^2\cdot\sin^2(\alpha+\gamma)}+R_i\cdot\cos(\alpha+\gamma)+r_i\cdot\cos\gamma\right]^2}} \tag{27}$$

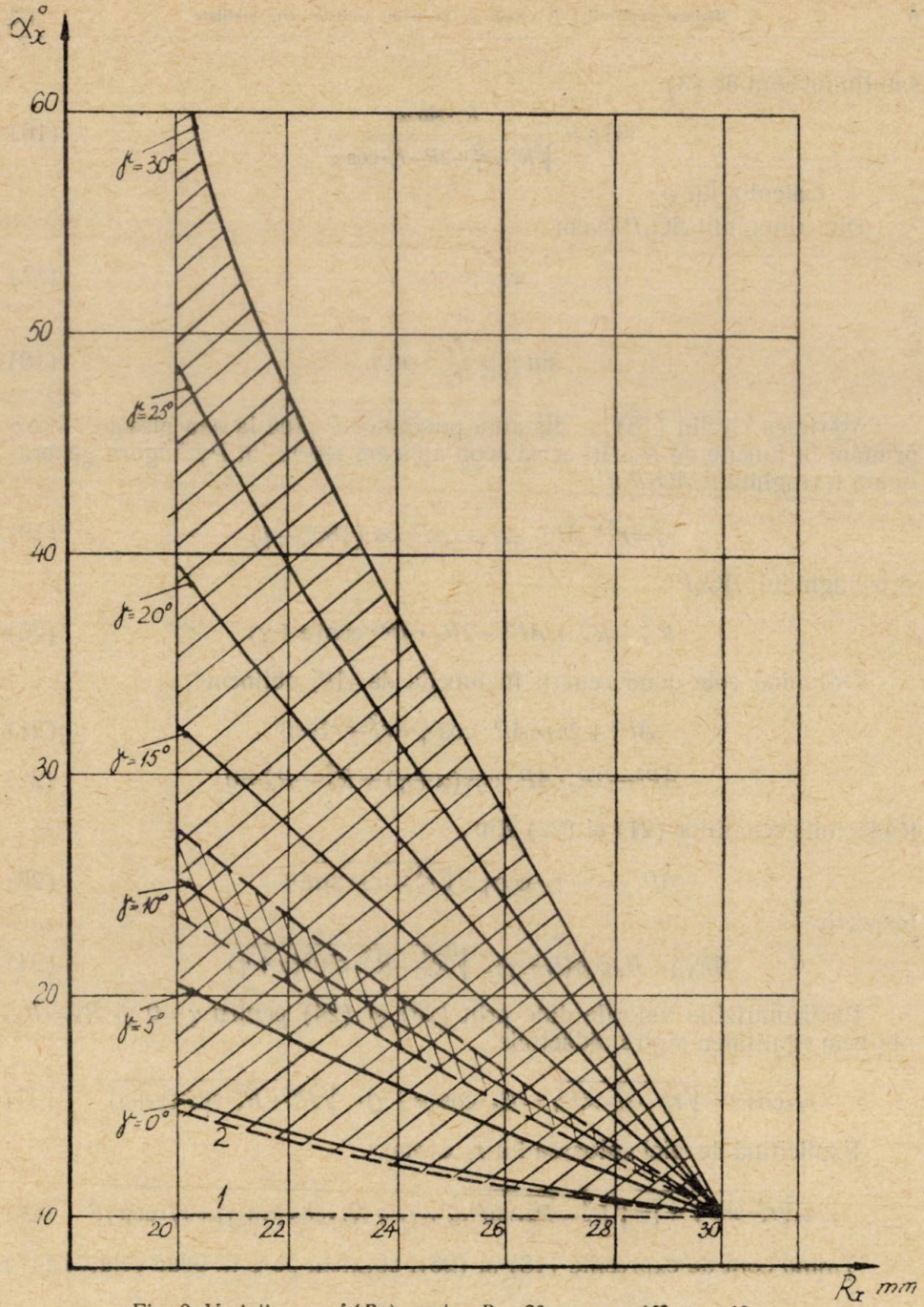


Fig. 3. Variația $\alpha_x = f(R_x)$ pentru R_e=30 mm, α=10°, r_i=10 mm:
zona simplu hașurată — cîmpul de variație a lui α_x funcție de γ (pentru γ=0° ... 30°); zona dublu hașurată — cîmpul de variație a lui α_x funcție de r_i (pentru r_i=5 ... 30 mm) la γ=10°.

Revenind acum la (14) în care introducem valorile lui l, ρ și ψ date prin (15), (16) și (27) obținem valoarea lui $\sin\alpha_x$ de forma:

$$\sin\alpha_x = \frac{A\cdot R_e\cdot\sin(\alpha+\gamma) - r_t\cdot\sin\gamma\sqrt{R_x^2 - R_e^2\cdot\sin^2(\alpha+\gamma)}}{R_x\sqrt{r_t\cdot\sin^2\gamma + A^2}} \tag{28}$$

unde s-a pus

$$A = -\sqrt{R_x^2 - R_e^2\cdot\sin^2(\alpha+\gamma)} + R_e\cdot\cos(\alpha+\gamma) + r_t\cdot\cos\gamma \tag{29}$$

Particularizare pentru cuțite disc profilate cu $\gamma=0$

In acest caz expresia (28) ia forma

$$\sin\alpha_x = \frac{R_e}{R_x}\cdot\sin\alpha. \tag{30}$$

Prin urmare obținem relația (5) pe care am dedus-o și pe altă cale la începutul lucrării.

Pentru compararea rezultatelor de calcul obținute în baza relațiilor (1), (2), (6) și (28) redăm graficul din fig. 3 construit pentru un cuțit disc profilat cu $R_e = 30$ mm și $\alpha = 10°$, care servește pentru prelucrarea unor piese profilate cu $r_t = 10$ mm. S-au trecut în grafic valorile lui α_x în funcție de R^x pentru diverse mărimi ale lui γ.

In baza relației (1) care dă $\alpha_x = \alpha = \text{const.}$ pentru orice punct al tăișului apare dreapta *1*.

In baza relației (2) se obține curba *2*.

Relația (6) dă valori care coincid cu cele obținute prin (28) și sînt reprezentate prin familia de curbe trasate pentru diferitele valori ale lui γ. Intrucît în funcție de materialul supus prelucrării, cuțitele se prevăd cu unghiuri de degajare variind între 0° și 30°, în grafic am redat situația pentru acest domeniu. Domeniul de variație a lui α_x în funcție de γ este foarte larg (zona haşurată spre dreapta în fig. 3). Asta indică importanța mare pe care o are mărimea lui γ asupra valorii lui α_x.

Rezultă că relația (2) se va putea utiliza numai pentru cazul cuțitelor cu $\gamma = 0$ sau cu valori foarte apropiate de zero.

Pe același grafic se redă sub forma curbelor trasate prin linii întrerupte variația lui α_x în funcție de R_x pentru valori ale lui r_t cuprinse între 5 și 30 mm pentru un cuțit disc profilat cu $R_e = 30$ mm, $\alpha = 10°$ și $\gamma = 10°$. Zona haşurată spre stînga indică domeniul de variație a lui α_x pentru acest caz. Se vede că nici influența lui r_t nu este neglijabilă, deși este cu mult mai redusă decît a lui γ.

2.1. Mărimea unghiului de degajare γ_x măsurată într-un plan normal pe axa cuțitului disc profilat, din punctul oarecare P de pe tăișul sculei, a fost determinată prin relația (18). Ținînd cont de (26) și menținînd pentru A semnificația dată prin (29) obținem:

$$\sin\gamma_x = \frac{r_t\cdot\sin\gamma}{\sqrt{r_t^2\cdot\sin^2\gamma + A^2}}. \tag{31}$$

In fig. 4 se redă graficul variației lui γ_x în funcție de R_x pentru cuțitul disc cu $R_x=30$ mm, $\alpha=10°$ și diverse valori ale lui γ cuprinse între 0° și 30°, în cazul prelucrării unei piese cu $r_i=10$ mm.

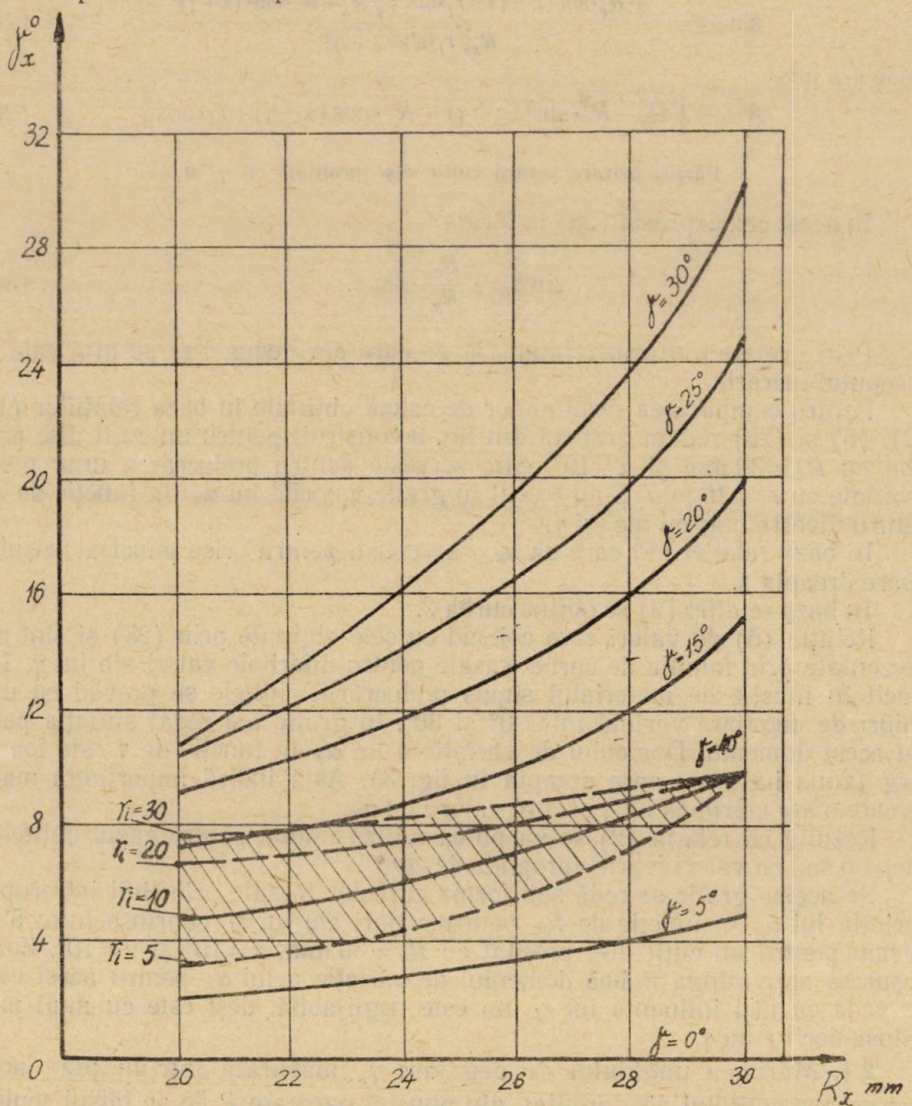


Fig. 4. Variația $\gamma_x=f(R_x)$ pentru $R_e=30$ mm, $\alpha=10°$, $r_i=10$ mm:
zona haşurată — cîmpul de variație a lui γ_x funcție de r_i (pentru $r_i=5\ldots30$ mm) la $\gamma=10°$.

Pe același grafic se prezintă prin zona haşurată domeniul de variație a lui γ_x în funcție de r_i (pentru $5<r_i<30$) pentru un cuțit disc profilat cu $R_e=30$ mm, $\alpha=10°$, $\gamma=10°$.

Particularizare pentru cazul cînd $\gamma=0$ se obține și $\gamma_x=0$

Prin urmare toate punctele tăișului au unghi de degajare de mărime constantă și egală cu zero, — ceea ce este evident, întrucît fața de degajare se cuprinde în acest caz într-un plan diametral al piesei.

BIBLIOGRAFIE

1. A. I. Sepsenvol, *Rejuşcii instrument v. priborostroenii*, Oboronghiz 1954.
2. I. Lăzărescu, *Calculul și construcția sculelor așchietoare*, Ed. Tehnică 1961.
3. *Maşinostroenie* vol. VII, Maşghiz 1950
4. G. A. Alexeev, *Calculul și construcția sculelor așchietoare*, trad. din l. rusă. Ed. Tehnică 1953.
5. Duca Zoltan, *Așchierea metalelor*, Litografia Învățămîntului București, 1957.
6. I. I. Semencenko, V. M. Matiuşin, G. N. Saharov, *Proectirovanie metallorejuşcih instrumentov*, Maşghiz 1962.

ВЕЛИЧИНА ЗАДНИХ И ПЕРЕДНИХ УГЛОВ РЕЗЦА ДЛЯ РАЗЛИЧНЫХ ТОЧЕК ЛЕЗВИЯ ФАСОННОГО ДИСКОВОГО РЕЗЦА

(РЕЗЮМЕ)

В работе дан критический анализ отношений взятых из литературы по специальности и установлен приближенный характер величин полученных на основе данных отношений, также представленны некоторые недостатки в связи с их применением в расчетах и установлена область в которой эти отношения могут быть использованы с положительными результатами в практике.

Во второй части работы выводится точное расчетное отношение, в функции от всех факторов, которые определяют величину задних и передних углов резца, при помощи которого могут быть установлены некоторые простые отношения для частных случаев фасонного дискового резца.

Даются графики полученных величин для α_x и γ_x для обычных случаев фасонных дисковых резцов, указывая для сравнения и величины полученные при применении приближенных отношений существующих в литературе.

LA GRANDEUR DES ANGLES DE MISE ET DE DÉGAGEMENT POUR LES DIVERS POINTS SITUÉS SUR LA TRANCHANT DES COUTEAUX DISQUES PROFILES

(RÉSUMÉ)

Le travail présente une analyse critique des relations données par la litterature de spécialité ; il établit l'approximation des valeurs obtenués par ces relations, certains difficultés concernant leur emploi dans les calculs et

précise le domaine ou l'on peut les utiliser en obtenant de bons résultats dans la pratique. Dans la deuxième partie du travail on déduit une relation de calcul précise, en fonction de tous les facteurs qui déterminent la grandeur des angles de mise et de dégagement, qui permettent la détermination de quelques relations simples pour certains cas particulièrs des couteaux disque profilés. On représente grafiquement les valeurs obtenues pour α_x et γ^x pour les cas usuels des couteaux disque profilés, en indiquant encore d'une manière comparative leurs valeurs que l'on obtient par l'utilisation des relations par aproximation données par le littérature de spécialité.

SUDAREA OȚELULUI DE CONSTRUCȚIE ÎN MEDIU DE VAPORI DE APĂ

DE

CONST. ȘARLĂU, GH. CIOCÎRLIE

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

1. În ultimii ani s-a dezvoltat mult procedeul de sudare electrică cu arc în mediu de gaze protectoare. În trecut se foloseau ca medii protectoare mai mult gazele inerte (Ar) iar în prezent se folosesc cu aceeași eficacitate și alte gaze, cum sînt bioxidul de carbon și vaporii de apă. Un interes deosebit îl prezintă folosirea vaporilor de apă ca mediu protector la sudarea electrică ca arc a oțelurilor de construcție.

Vaporii de apă, în anumite condiții de presiune și temperatură, îmbracă electrodul, arcul electric și baia metalică a sudurii și le protejează contra mediului înconjurător, aerul. Din cercetările de pînă acum efectuate în U.R.S.S. [1], [2], [3], [4] reiese că vaporii trebuie să fie încălziți și lipsiți de picături de apă. Acest procedeu de sudare este relativ simplu, ieftin și productiv ceea ce face să-și găsească aplicativitate în reparație și construcția de mașini sudate și construcții metalice.

În lucrarea de față ne-am propus să cercetăm sudarea în mediu de vapori de apă a oțelului obișnuit de construcție, folosind ca electrod sîrma de sudare sub flux S_1A cu diametrul de 2 mm și sîrma de sudare în bioxid de carbon, $S_{10}MS$ cu diametrul de 1,6 mm.

Fenomenele fizice și metalurgice care au loc la sudarea în mediu de vapori de apă nu favorizează formarea oxizilor [6]. Vaporii de apă la temperatura ridicată a arcului electric se disociază potrivit reacțiilor:

$$H_2O \rightarrow H_2 + \frac{1}{2}O_2 \qquad (1)$$

$$H_2O \rightarrow \frac{1}{2}H_2 + OH \qquad (2)$$

$$H_2O \rightarrow OH + H \qquad (3)$$

$$HO \rightarrow H + O \qquad (4)$$

Reacțiile (1 ... 3) au loc la temperaturi mai mici de 4 500 °C, iar reacția (4) la o temperatură mai mare de 4 500 °C.

Fierul lichid intră în reacție cu compușii de disociere din reacțiile (1 ... 3). De exemplu compușii reacției (2) în contact cu fierul lichid dau:

$$Fe + 3\left(\frac{1}{2}H_2\right) + 3OH \rightarrow Fe(OH)_3 + \frac{3}{2}H_2 \qquad (5)$$

Reacţia (5) se petrece la temperatură înaltă şi nu dă compuşi stabili deci :

$$2Fe(OH)_3 \rightarrow Fe_2O_2 + 3H_2O \qquad (6)$$

$$3(Fe_2O_3) \rightarrow 2(Fe_3O_4) + \frac{1}{2}O_2 \rightarrow 6FeO + \frac{3}{2}O_2 \qquad (7)$$

Oxidul de fier se reduce în mare parte în urma reacţiei de reducere cu carbonul,

$$FeO + C \rightarrow CO + Fe + Q \text{ } calorii$$

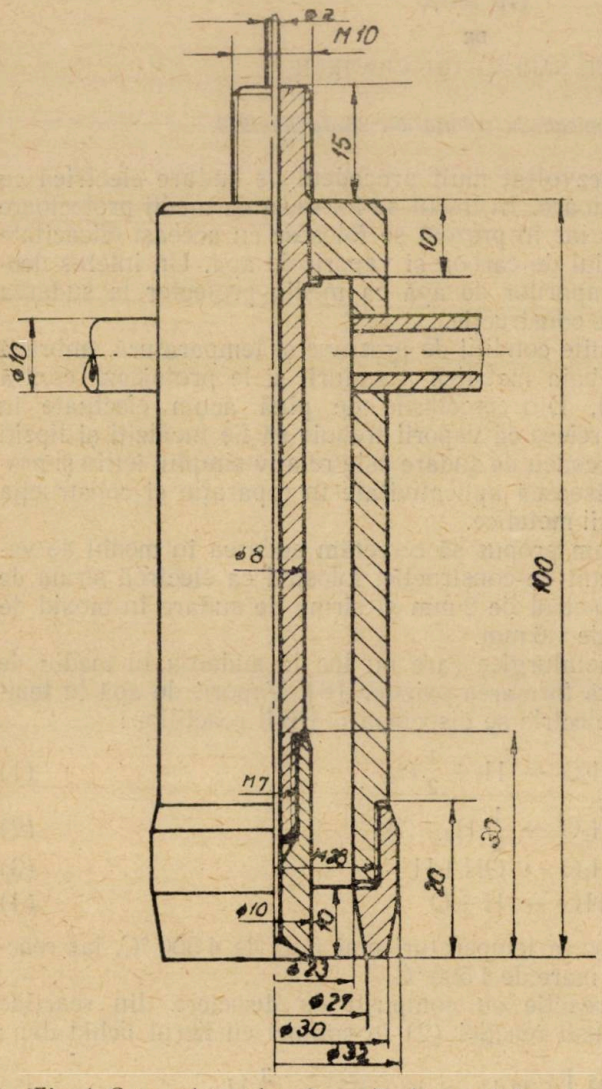


Fig. 1. Cap pentru sudare în mediu de vapori de apă.

şi de asemenea intră în combinaţie cu Mn şi Al elemente conţinute de sîrma de sudare după reacţiile :

$$Mn + FeO \rightarrow MnO + Fe$$

$$2Al + 3FeO \rightarrow Al_2O_3 + 3Fe$$

În acest caz la sudura executată cu sîrma $S_{10}MS$ sînt oxizi în cantitate mult mai mică ca în sudura executată cu sîrma S_1A.

2. La efectuarea sudurilor de cercetare s-a folosit ca sursă de energie electrică generatorul pentru sudare GES-350, tractorul instalaţiei de sudare automată sub flux STK-1000, cu ajutorul căruia s-a putut da diferite viteze de deplasare capului de sudare, şi a sîrmei electrod, după cerinţele procedeului.

De asemenea pentru producerea vaporilor s-a construit în cadrul atelierului catedrei un generator de vapori de apă cu un debit de cca. 100 l/minut la o presiune de 3 atmosfere.

Dirijarea vaporilor de apă în jurul electrodului şi a arcului electric în zona sudurii s-a făcut cu un ajutaj cilindric divergent [2] cu dimensiunile din fig. 1, construit în laboratorul Catedrei.

La efectuarea sudurilor de cercetare s-a folosit generatorul GES-350 cu caracteristica sa exterioară obișnuită (căzătoare) precum și cu o caracteristică rigidizată. S-a observat că în cazul sudării cu o caracteristică rigidă a generatorului arcul electric are o stabilitate mai mare și suprafața sudurii este mai netedă.

În amîndouă cazurile electrodul a fost legat la polul pozitiv al mașinii, iar piesa la polul negativ, în caz contrar stabilitatea arcului electric nu este asigurată.

3. Pentru studiul influenței parametrilor regimului de sudare în mediu de vapori de apă, s-au efectuat depuneri de suduri pe table de oțel obișnuit cu grosimea de 4—12 mm și cusături sudate la table de aceleași grosimi, cele mai subțiri cu margini netețite, iar cele mai groase cu marginile teșite în V.

Schema instalației în timpul lucrului este arătată în fig. 2. Ventilul *A* este folosit pentru închiderea și reglarea debitului și a presiunii vaporilor măsurată cu manometrul, care merg la capul de sudare.

3.1. *Influența lungimii jetului de vapori.* Încărcarea prin sudare s-a făcut cu sîrmă S_1A cu diametrul 2 mm la o tensiune a arcului electric de

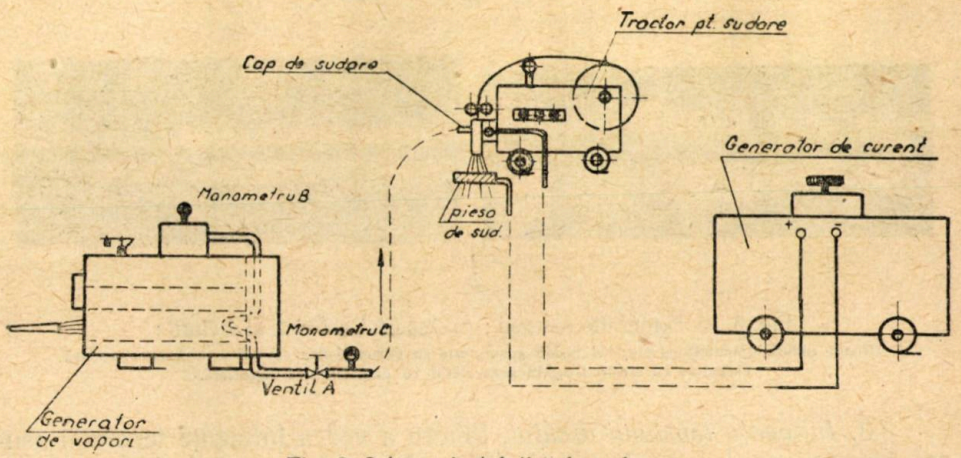
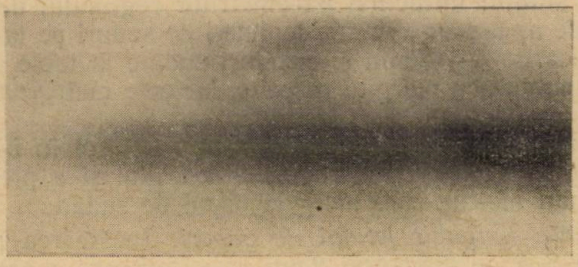


Fig. 2. Schema instalației de sudare.

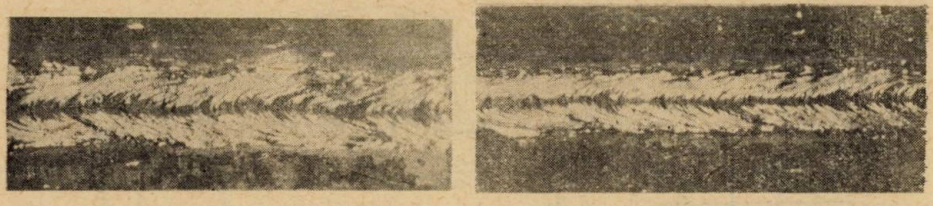
25 V, un curent continuu de 240 A cu polaritate inversă, variind lungimea jetului de vapori de la 50 mm la 250 mm. S-au încărcat prin sudare plăci de oțel OL 38 cu grosimea de 10 mm.

Prin examinarea rîndurilor de sudură s-a observat că acelea la care lungimea jetului de vapori a fost sub 80 mm, sau mai mare de 150 mm, aveau pori mai mulți și o suprafață neregulată. Suduri frumoase și fără pori au fost obținute cînd lungimea jetului de vapori a fost de 100—150 mm. Lungimea jetului de vapori este în funcție de presiunea vaporilor. Pentru lungimea jetului de 100—150 mm, presiunea statică a vaporilor a fost de 0,3—0,6 atmosfere. Între aceste limite poate varia presiunea pentru a nu influența formarea porilor.

3.2. *Influenţa curentului de sudare.* Cercetarea acestui parametru s-a făcut prin executarea de suduri cu sîrma S_1A de 2 mm diametru şi curentul 150 ; 200 şi 300 A la o tensiune de 30 V şi lungimea jetului de vapori 120 mm. Cînd curentul de sudare este mare, peste 250 A, arcul este nestabil şi se manifestă o împroşcare intensă a metalului lichid. Sudurile au suprafaţa neregulată şi cu pori. La un curent de 200—250 A se asigură calităţi mecanice bune pentru îmbinările sudate (fotografia Röntgen fig. 3).



a



b

Fig. 3. *a*) Fotografie röntgen ; *b*) Aspectul exterior al sudurii :
stînga: sudură executată cu electrod $S_{10}MS$ generatorul cu caracteristica coborîtoare; *dreapta:* sudură executată cu electrod $S_{10}MS$ generatorul cu caracteristica rigidizată.

3.3. *Influenţa tensiunii arcului.* Pentru a vedea influenţa tensiunii asupra formării porilor, au fost executate suduri cu sîrma S_1A de 2 mm diametru pe oţel OL 38. Sudurile depuse au fost cercetate prin secţionare şi unele cu raze Röntgen. Din aceste experienţe a reieşit că mărimea tensiunii nu influenţează formarea porilor, deoarece alegîndu-se un regim de sudare cu $I_{sud}=200$ A, lungimea jetului de vapori de 100 mm şi $U_a=25$ V, 30 V, 40 V ; nu s-au observat pori în sudură.

Mărimea tensiunii arcului are o influenţă, dar mică, asupra stabilităţii arcului. La o tensiune mică a arcului are loc o „îngheţare" a sîrmei, iar la o tensiune mare arcul devine instabil, iar împroşcarea de metal se intensifică.

3.4. *Influenţa lungimii libere a electrodului* asupra formării de pori a fost studiată la sudarea cu următorul regim : $I_{sud}=225$ A ; $U_a=30$ V şi lungimea jetului de vapori de 100 mm.

Sudura a fost executată la o lungime liberă a electrodului (distanța de la piesă la ajutajul sîrmei) de 20, 30 și 40 mm. Din cercetări a reieșit că lungimea liberă nu influențează mult formarea porilor în sudură. Însă o lungime liberă mică duce la umplerea rapidă cu stropi de metal a ajutajului, iar o lungime liberă mai mare face să se intensifice împroșcarea și să se înrăutățească forma cusăturii. Ca lungime liberă optimă se poate considera o distanță între ajutaj și piesă de 25—30 mm.

3.5. *Influența vitezei de sudare.* Acest parametru a fost verificat prin depunerea de suduri de încărcare pe table de oțel OL 38 cu grosime de 8 mm, iar ca electrod, sîrma S_1A de 2 mm diametru.

Variind viteza de sudare în limitele 15, 20, 25, 35, 40 m/h iar curentul de sudare fiind de 225 A și tensiunea arcului 31 V, cu lungimea jetului de vapori de 110 m, se observă următoarele: la o viteză de sudare mai mică decît 30 m/h nu se formează pori în metalul depus, iar la viteza de sudare mai mari de 30 m/h se formează pori în metalul depus prin sudare.

4. După determinarea influenței parametrilor regimului de sudare și stabilirea unor parametrii optimi, s-a trecut la cercetarea sîrmelor (electrod) pentru sudare.

Au fost studiate două calități de sîrme pentru sudare: sîrma S_1A cu diametrul de 2 mm și sîrma $S_{10}MS$ cu diametrul 1,6 mm.

Regimurile de sudare au fost:

a) pentru sîrma S_1A, $I_s = 240$ A, $U_a = 30$ V, $l_v = 120$ mm și

b) pentru sîrma $S_{10}MS$, $I_s = 200$ A, $U_a = 32$ V, $l_v = 120$ mm.

Proprietăți mecanice mai bune au fost obținute pentru sîrma $S_{10}MS$, dar nici cele pentru sîrma S_1A nu sînt mai slabe decît la sudarea cu electrod învelit de calitate obișnuită.

În tabelul 1, sînt indicate rezultatele încercările mecanice la tracțiune, duritate și reziliență.

Au fost executate suduri cap la cap a tablelor de oțel.

OL 38 cu grosime de 4 mm și 10 mm. Încercările la tracțiune au fost executate pe epruvete de forma din fig. 4.

Tabela 1

Media a trei încercări

Calitatea sîrmei electrod	Rezistența la tracțiune σ_c kgf/cm²	Rezistența la tracțiune σ_r kgf/cm²	Alungirea ε %	Reziliența K mkgf/cm²	Duritatea H_B
S_1A	39	48	16,8	7,8	145
$S_{10}MS$	43	51	24,7	9,2	155
EL 42 (electrozi înveliți)	24	42	18	8	145

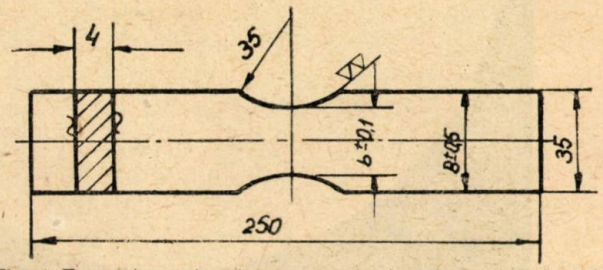
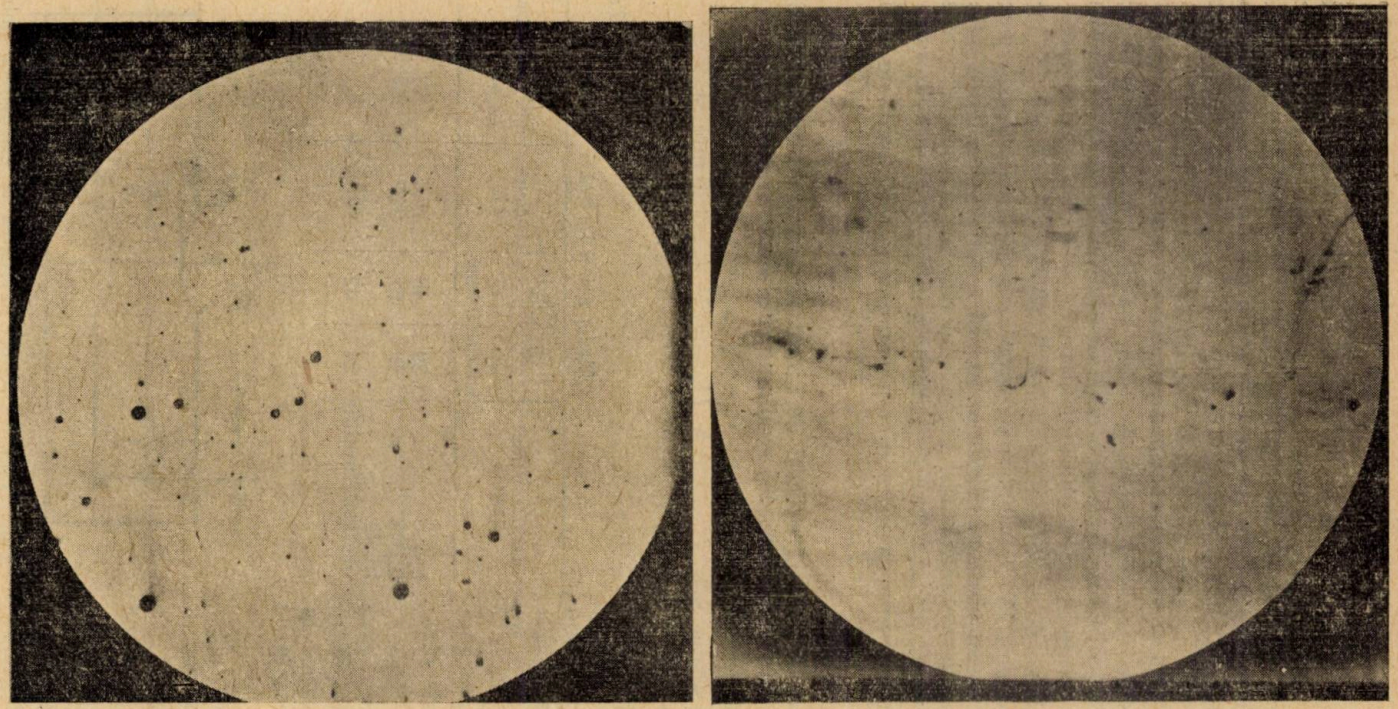


Fig. 4. Epruvete pentru încercarea la tracțiune a îmbinării sudate.



a *b*

Fig. 5. *a*) Microfotografia structurii metalului de bază. ×189 ; *b*) Microfotografia structurii sudurii executată în vapori de apă cu electrod $S_{10}MS$. × 189.

5. Cercetarea metalografică a structurilor sudurilor a arătat că metalul depus cu un regim optim de sudare nu conține oxizi în cantitate mai mare, ca metalul de bază. Microfotografiile din fig. 5, arată acest lucru.

La verificarea tendinței de formare a porilor în cazul sudării în mediu de vapori de apă a pieselor ruginite, s-a constatat că în cazul sîrmelor de sudare S_1A și $S_{10}MS$ rugina nu conduce la formarea de pori. Rezultă de aici că în mediu de vapori se pot suda și piese ruginite, fără a fi nevoie de o curățire.

CONCLUZII

La sudarea într-un jet de vapori de apă nu se formează pori în sudură dacă regimul de sudare are parametrii bine aleși ca : I_s, U_a, l_v, V_s; iar sîrma are un conținut ridicat în Mn și chiar Al, care ajută mult la dezoxidarea băii metalice.

Numărul porilor se reduce mult dacă se folosește curent continuu de polaritate inversă cu o valoare maximă de 250 A la tensiunea arcului de cca. 30 V, de la un generator cu caracteristică rigidizată. De asemenea lungimea jetului de vapori e bine să fie de 100—150 mm, iar lungimea liberă a electrodului de cca. 30 mm.

Rezultate bune în privința proprietăților mecanice și a calității metalului depus prin sudare, se asigură cînd se folosește sîrma $S_{10}MS$ și S_1A, ultima se recomandă a se folosi la sudarea unor piese cu importanță mai mică, deoarece sudurile executate cu sîrma S_1A au calități mecanice puțin inferior celor executate cu sîrma $S_{10}MS$.

Productivitatea sudării automate și semiautomate în mediu de vapori de apă este de cca. 2 ori mai mare decît a sudării manuale [4]. Sudura executată în mediu de vapori are aproape aceleași calități mecanice ca ale aceleia executate în mediu de bioxid de carbon. Ținînd seama însă de dificultățile transportării și aprovizionării cu CO_2 a unităților industriale în special acelea pentru construcții și reparații în transporturile feroviare, se poate recomanda folosirea sudării în mediu de vapori de apă a pieselor din oțel-carbon obișnuit pentru construcție [5].

BIBLIOGRAFIE

1. N. P. Emelianov și K. M. Malkov, Studiul depunerii prin sudare în mediu de vapori. Svarocinoie proizvodvo, Nr. 3/1962.
2. V. A. Gubenko și V. P. Norenko, Studiul parametrilor la sudarea în vapori de apă. Svarocinoie proizvodvo, Nr. 3/1962.
3. L. S. Sapiro și V. I. Jebrokiki, Sudarea semiautomată în vapori a construcțiilor metalice. Svarocinoie proizvodvo, Nr. 3/1962.
4. M. Z. Seinkin, Productivitatea la sudarea în vapori de apă. Svarocinoie proizvodvo, Nr. 3/1962.
5. S. A. Jukov, Experiența aplicată la sudarea în mediu de vapori de apă. Svarocinoie proizvodvo, Nr. 3/1962.
6. V. P. Demianțevici. Metalurghiceskie i tehnologiceskie osnovî dugovoi svarki.

СВАРКА СТРОИТЕЛЬНЫХ СТАЛЕЙ В СРЕДЕ ВОДЯНЫХ ПАРОВ

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматриваются технологические особенности электросварки в среде водяных паров. Изучается влияние параметров такой сварки, которыми являются : давление паров, длина струи пара, сварочный ток и скорость сварки, для которых даются оптимальные значения. При параметрах считаемых оптимальными были произведены сварки, подвергнутые затем механическим испытаниям и металлографическому изучению. При применении электродов из проволоки S_1A и $S_{10}MS$ установлено, что оба вида проволок соответствуют данным условиям, но проволока $S_{10}MS$ дает сварку с лучшими механическими свойствами и более однородной структурой, не имеющей окисленных и пористых участков.

Этот способ сварки может быть с успехом применен при сварке обычной углеродистой стали для конструкций.

SOUDAGE DE L'ACIER DE CONSTRUCTION EN MILIEU DE VAPEUR D'EAU

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on recherche les particularités technologiques du soudage à l'arc électrique en milieu de vapeur d'eau. En appliquant ce procédé de soudage, on étudie l'influence des paramètres du régime de soudage, tels : la pression de la vapeur, la longueur du jet de vapeur, le courant de soudage et la vitesse de soudage, en leur déterminant des valeurs optimum. Avec les paramètres considérés optimum on a exécuté les soudures qui ont été soumises ensuite à des essais mécaniques et à des recherchers métallographiques.

En utilisant comme électrode le fil à souder S_1A et $S_{10}MS$, on a observé que les deux fils correspondent aux exigences du procédé, mais que le fil $S_{10}MS$ donne des soudages aux propriétés mécaniques meilleures et à structure plus homogène, dépourvue d'oxydes et de pores.

Ce procédé de soudage peut être utilisé avec succès pour le soudage des pièces en acier-carbone ordinaire utilisées en construction.

STUDIUL COEFICIENTULUI DE FRECARE ŞI AL UZURII LA DISCURILE DE FRICŢIUNE DE LA SUSPENSIA LOCOMOTIVEI DIESEL-ELECTRICE

DE

GH. SAVII, P. SULEA, A. ŢIGĂNOIU şi I. MICŞA

Lucrare comunicată la şedinţa din 28 aprilie 1963

La locomotiva diesel-electrică — care se fabrică la noi în ţară — suspensia osiilor este prevăzută cu amortizoare cu fricţiune, figura 1.

Un asemenea amortizor este format dintr-o tijă de fricţiune *1*, două discuri de fricţiune *2* şi opt arcuri elicoidale cilindrice *3*. Tija de fricţiune este articulată la partea superioară, iar la partea inferioară este aplatizată avînd două suprafeţe plane paralele, pe fiecare suprafaţă fiind apăsat cîte un disc de fricţiune de către patru arcuri elicoidale cilindrice. Oscilaţiile pe verticală ale tijei sînt amortizate prin frecarea de alunecare dintre cele două suprafeţe plane paralele ale tijei şi cele două discuri de fricţiune. Discurile de fricţiune sînt confecţionate din materiale aglomerate — azbest, lianţi şi inserţie pentru armare.

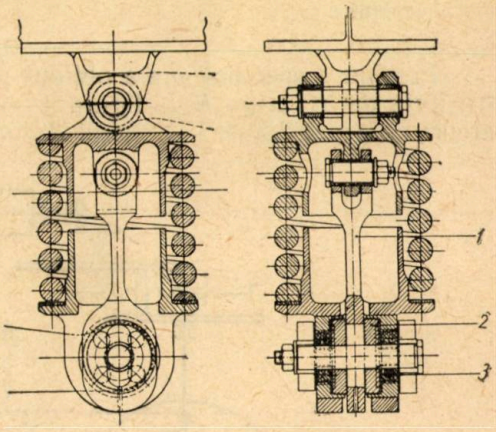


Fig. 1. Suspensia cu amortizor a osiilor de la locomotiva diesel-electrică :
1 — tijă de fricţiune; *2* — disc de fricţiune; *3* — arc elicoidal cilindric.

Ţinînd seama de importanţa îmbunătăţirii calităţii materialelor, s-a pus problema studierii în laborator a caracteristicilor de fricţiune — coeficient de frecare şi rezistenţa la uzură prin frecare de alunecare — ale acestor discuri de fricţiune produse de fabrica A — seria A — în comparaţie cu ale celor livrate de fabrica B — seria B.

Încercările în laborator s-au făcut direct asupra discurilor şi asupra unor epruvete prelevate din corpul discurilor de fricţiune, cu care ocazie s-au folosit opt discuri — patru din seria A şi patru din seria B.

DETERMINAREA COEFICIENTULUI DE FRECARE ÎN LABORATOR

Coeficientul de frecare μ dintre tija și discul de fricțiune s-a determinat în laborator prin frecarea epruvetelor *E* — prelevate din discul de fricțiune, figura 2 — pe un disc din oțel, comparabil din punct de vedere al materialului și al gradului de prelucrare cu partea aplatizată a tijei de fricțiune. Cercetările s-au făcut la o mașină de încercat la uzură prin frecare de alunecare [1], concepută și realizată la noi în țară; schema cinematică a mașinii este arătată în figura 3.

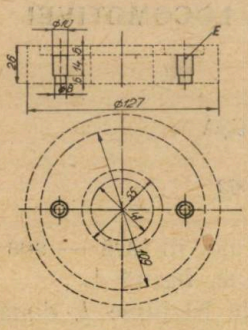


Fig. 2. Prelevarea și forma epruvetelor folosite la determinarea coeficientului de frecare și a uzurii de frecare în laborator.

Coeficientul de frecare s-a calculat cu formula:

$$\mu = \frac{F}{N} \qquad (1)$$

unde *F* reprezintă forța de frecare în kgf, iar *N* forța normală de apăsare în kgf, pentru cazul epruvetei admise.

Forța normală *N* s-a determinat cu formula:

$$N = p \cdot A \qquad (2)$$

unde:

p este presiunea specifică, care în cazul încercărilor de laborator a variat de la 0,59 la 2,80 kgf/cm²,

A — suprafața de frecare a epruvetei, egală cu 0,503 cm² pentru diametrul de 0,8 cm, figura 2.

Presiunea specifică *p* s-a obținut prin împărțirea valorilor admise pentru forța de încărcare *P* — figura 4 — ce poate fi produsă de cele patru arcuri de compresiune — reperul *3* din figura 1 — la suprafața de contact

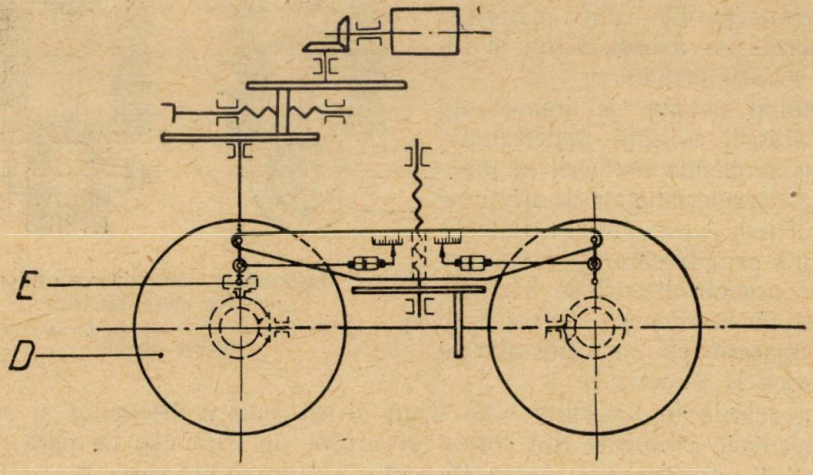


Fig. 3. Schema cinematică a primei mașini de încercat la uzură prin frecare de alunecare.

dintre suspensor și discul de fricțiune — 85,6 cm² — rezultînd valorile din tabelul 1. Se menționează că la locomotivele diesel-electrice, care se construiesc actualmente la noi în țară, forța P are valoarea de 100 kgf.

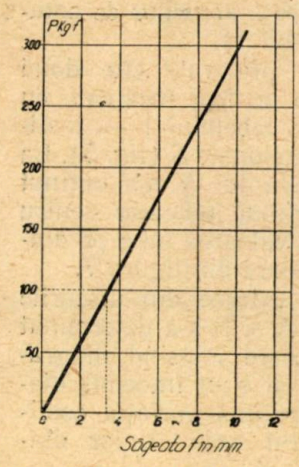


Fig. 4. Variația forței de încărcare P, produsă de arcurile de compresiune, în funcție de săgeată.

Tabelul 1

P kgf	p kgf/cm²	N kgf
50	0,59	0.297
100	1,16	0,590
150	1,76	0,885
200	2,34	1,178
240	2,80	1,410

Forța de frecare F s-a determinat cu un dispozitiv special — figura 5 — montat la mașina de încercat la uzură [2]. Deplasările d ale vîrfului indicator — citite pe rigla gradată — au fost proporționale cu forța de frecare F, deoarece la arcurile elicoidale cilindrice săgeata este proporțională cu forța de comprimare. S-au făcut două serii de citiri cu greutăți variind de la 0,2 la 1,2 kgf, observîndu-se deplasarea vîrfului indicator pe rigla gradată. Apoi s-a trasat diagrama din figura 6, unde forța de frecare F, în funcție de deplasarea d, reprezintă o dreaptă a cărei ecuație este $F=0{,}1\,d$.

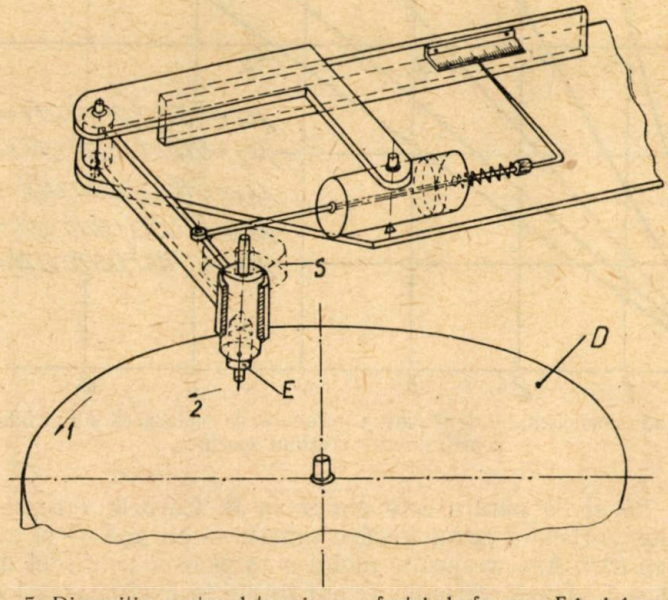


Fig. 5. Dispozitiv pentru determinarea forței de frecare F în laborator.

Pe figura 7 s-a înregistrat variația coeficientului de frecare μ calculat cu formula (1), în funcție de deplasarea d a vîrfului indicator, pentru diferite valori ale forței N, corespunzătoare forței P de încărcare a arcurilor de compresiune (vezi tabelul 1).

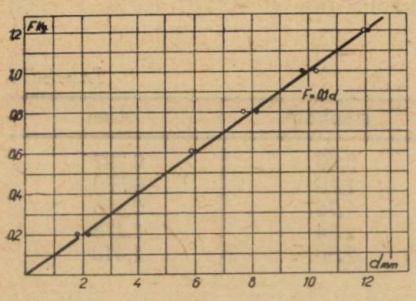


Fig. 6. Variația forței de frecare F în funcție de deplasarea d a vîrfului indicator.

Epruvetele — prelevate cîte două din fiecare disc — au fost încărcate cu forța N — conform tabelului 1 — realizată prin greutăți etalonate S (fig. 5). La o anumită valoare a lui N s-a obținut deplasarea d a vîrfului indicator pentru care s-a citit direct valoarea lui μ pe diagrama corespunzătoare din figura 7.

La epruvetele extrase din discurile aparținînd seriilor A și B s-a determinat coeficientul de frecare folosind diagramele din figura 7 și s-au întocmit diagramele din figura 8. Diagramele 1*a*, 2*a* și 3*a* reprezintă variația coeficientului de frecare pentru discurile de fricțiune din seria *A*, iar diagramele 1*b*, 2*b* și 3*b* pentru cele din seria B. Curbele *1* reprezintă cazul frecării uscate, curbele *2* cazul frecării umede — cu apă — și curbele *3* cazul frecării cu ulei. Apa, respectiv uleiul s-au picurat pe discul de frecare *D* — figurile 3 și 5. Aceste variante se pot întîlni la exploatarea locomotivelor

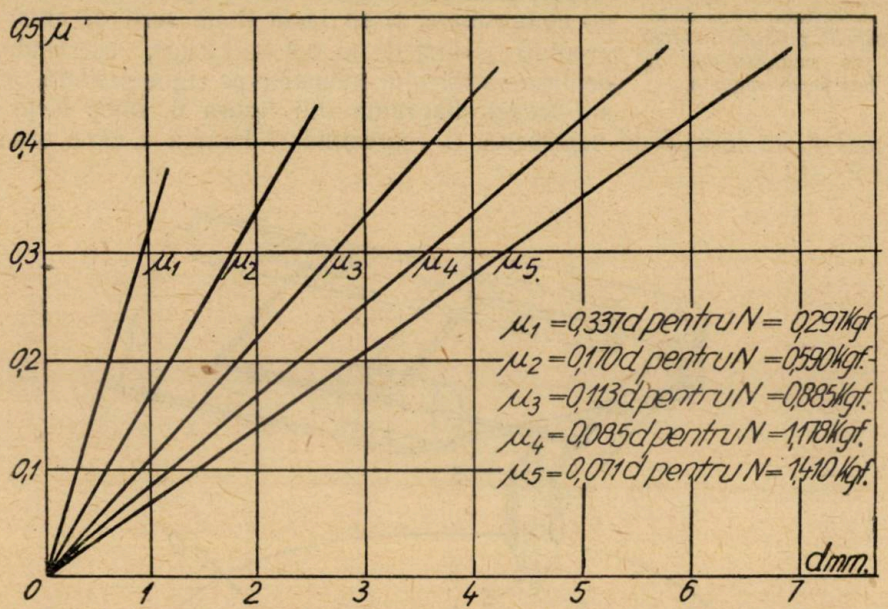


Fig. 7. Variația coeficientului de frecare μ în funcție de deplasarea d a vîrfului indicator, pentru diferite presiuni specifice.

diesel-electrice. Se menţionează că frecarea de alunecare la aceste amortizoare este în general uscată şi rareori umedă sau cu ulei.

Din figura 8 rezultă că discurile din seria B au coeficientul de frecare mai mic cu circa 33% decît cel al discurilor din seria A pentru cazul frecării de alunecare uscată, cu circa 16% pentru cazul frecării umede şi cu

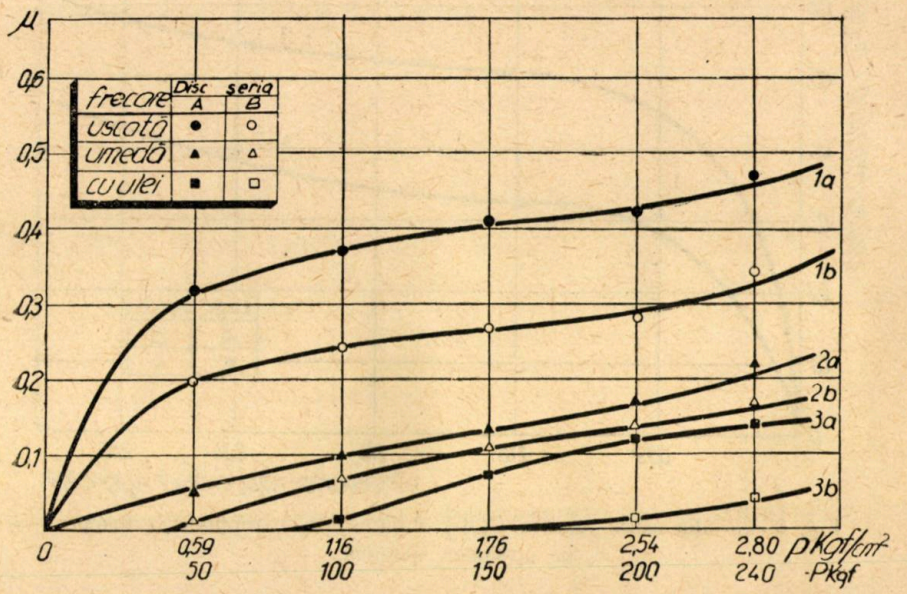


Fig. 8. Variaţia coeficientului de frecare μ, în funcţie de presiunea specifică *p*, la discurile de fricţiune din seria *A-1a, 2a, 3a* şi la cele din seria *B-1b, 2b, 3b*.

circa 75% la frecarea de alunecare cu urme de ulei. Se mai observă că la ambele serii de discuri de fricţiune coeficientul de frecare are o creştere mai pronunţată pentru valori ale forţei *P* de încărcare a arcurilor de compresiune cuprinse în intervalul 0 ... 100 kgf, după care creşterea devine mai lentă. Pentru intervalul 100 ... 200 kgf coeficientul de frecare creşte la discurile din seria A de la 0,37 la 0,42, adică cu circa 14%, iar la cele din seria B de la 0,24 la 0,28, adică cu circa 16%.

Se constată deci că la discurile de fricţiune din seria B coeficientul de frecare este inferior faţă de al celor din seria A, diferenţa fiind mai pronunţată în alternativa frecării cu urme de ulei.

DETERMINAREA UZURII DE FRECARE IN LABORATOR

Cercetarea uzurii de frecare a discurilor de fricţiune în laborator s-a făcut la două maşini de încercat la uzură prin frecare de alunecare.

Prima serie de încercări s-a executat la aceeaşi maşină folosită la determinarea coeficientului de frecare (fig. 3). Epruvetele întrebuinţate au fost

chiar epruvetele cu care s-a determinat coeficientul de frecare. Epruvetele au fost supuse la uzură prin apăsarea lor cu greutăți etalonate, realizîndu-se la fiecare epruvetă presiunile specifice menționate în tabelul 1, corespunzătoare valorilor forței de încărcare P a arcurilor de compresiune. Discul

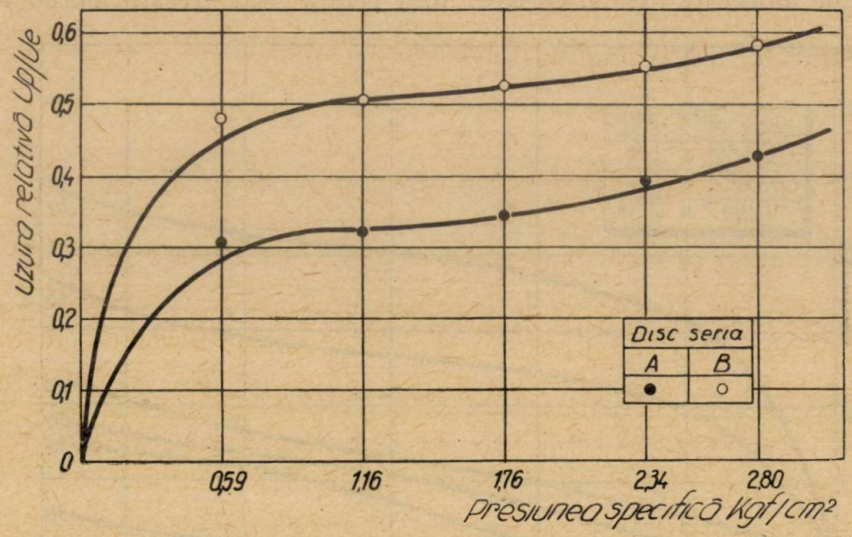


Fig. 9. Variația uzurii relative U_p/U_e a discurilor de frictiune în funcție de presiunea specifică.

de oțel D — figura 3 — a executat 12 000 de rotații pentru fiecare epruvetă și pentru fiecare treaptă a variației presiunii specifice. Ca uzură a epruvetelor — U_p — s-a considerat micșorarea înălțimii epruvetelor. S-a urmărit uzura relativă — U_p/U_e — a discurilor de frictiune, U_e fiind uzura unei epruvete etalon, de aceleași dimensiuni, confecționată din OLC 60.

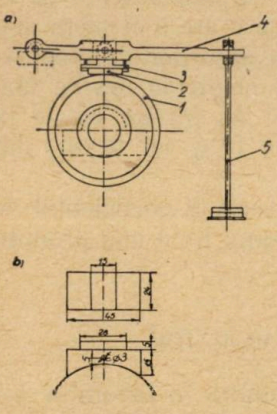


Fig. 10. Schema de funcționare a celei de a doua mașini de încercat la uzură prin frecare de alunecare.

Rezultatele încercărilor de uzură executate la mașina din figura 3 sînt arătate în figura 9. Din această figură reiese variația uzurii relative U_p/U_e a discurilor de frictiune în funcție de presiunea specifică.

A doua serie de încercări la uzură s-a efectuat la o mașină reprezentată schematic în figura 10, *a*, prin frecarea pe discul de frictiune *1* a unui sabot din oțel *2* [3], [4].

Suportul sabotului *3* poate oscila în pîrghia *4*, ceea ce face posibilă așezarea corespunzătoare a sabotului pe disc. Greutățile de încărcare a instalației se așează pe talerul *5*. Forma și dimensiunile sabotului se dau în figura 10, *b*. Suprafața sabotului în contact cu discul de frictiune a fost de 3,6 cm²,

iar presiunea specifică între sabot și disc a fost de 1,16 kgf/cm², corespunzătoare încărcării normale de 100 kgf a discurilor în exploatare.

Sabotul s-a confecționat din oțel crom-nichel tratat termic și s-a prelucrat astfel încît s-a realizat duritatea și calitatea suprafeței corespunzătoare celor ale tijei de fricțiune de la locomotivă.

Determinarea uzurii s-a făcut prin măsurarea pierderilor de greutate a discurilor după un anumit număr de rotații ; cîntărirea s-a făcut cu ajutorul unei balanțe analitice. Rezultatele încercărilor pentru discurile de fricțiune din seria A, respectiv din seria B sînt reprezentate în figura 11.

Constatările obținute la încercările de laborator asupra uzurii discurilor de fricțiune sînt următoarele :

Din figurile 9 și 11 reiese că, din punct de vedere al uzurii, discurile de fricțiune aparținînd seriei A au o comportare mai bună decît discurile seriei B.

În cazul încercărilor de la prima mașină, cînd forța P de încărcare a arcurilor de compresiune a variat de la 0 la 100 kgf, uzura discurilor din seria B a fost cu circa 60% mai mare decît uzura celor din seria A, iar peste 100 kgf majorarea uzurii a descrescut la circa 45%.

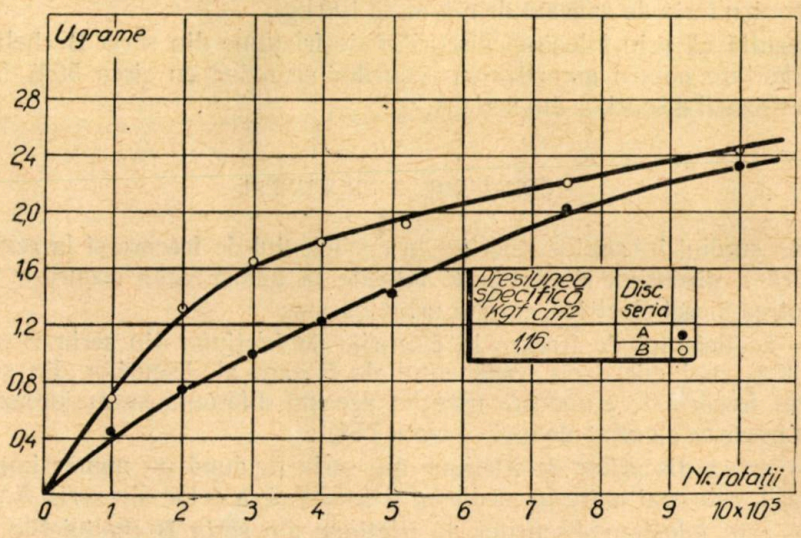


Fig. 11. Variația uzurii U a discurilor de fricțiune în funcție de numărul de rotații.

Încercările executate la o doua mașină arată că la același număr de 12 000 rotații, ca și în cazul primei mașini, pentru forța de încărcare $P = 100$ kgf, uzura discurilor din seria B este tot cu circa 60% mai mare decît uzura discurilor din seria A. Această concordanță a rezultatelor obținute la cele două mașini de construcție diferită, pentru aceleași valori ale parametrilor de lucru — presiune specifică și număr de rotații — întărește

valabilitatea încercărilor de laborator. Pe măsură însă ce numărul de rotații crește, diferența de uzură dintre cele două feluri de discuri se micșorează, diferența care după circa 800 000 rotații rămîne aproape constantă și anume de circa 6%.

Micșorarea diferenței de uzură a discurilor din seria B față de a celor din seria A după un număr de circa 800 000 rotații în laborator — echivalent cu circa 100 de ore de funcționare în exploatare — se apreciază că se datorește ecruisării suprafețelor discurilor de fricțiune care vin în contact cu fețele laterale ale tijei de fricțiune, ecruisaj care îmbunătățește materialul mai puțin compact al discurilor din seria B.

CONSIDERAȚII ECONOMICE

Făcînd comparație între costurile de vînzare ale celor două categorii de discuri, se constată că discurile de fricțiune din seria A sînt mai scumpe decît cele din seria B de circa 2,5 ori.

Pe baza încercărilor de uzură în laborator s-a constatat că discurile de fricțiune din seria B se uzează cu circa 6% mai mult decît cele din seria A pentru forța de apăsare de regim de 100 kgf.

Rezultă că prin folosirea discurilor de fricțiune din seria B cheltuielile de exploatare pentru amortizarea șocurilor se reduc cu circa 50% față de cazul utilizării discurilor din seria A.

CONCLUZII ȘI PROPUNERI

Din studiul întreprins referitor la coeficientul de frecare și la rezistența la uzură a discurilor de fricțiune folosite la amortizarea șocurilor pentru locomotiva diesel-electrică, rezultă următoarele :

— coeficientul de frecare la discurile de fricțiune din seria B este cu circa 33% mai mic decît coeficientul de frecare al discurilor din seria A în cazul frecării de alunecare uscată ; această diferență se majorează însă pentru frecarea cu urme de ulei — circa 75% ;

— uzura discurilor de fricțiune din seria B, după un număr important de rotații, este mai mare în medie cu 6% față de a celor din seria A ;

— prin folosirea discurilor de fricțiune din seria B cheltuielile de exploatare pentru amortizarea șocurilor se reduc cu circa 50% față de cazul discurilor din seria A ;

— se mai constată din determinările de laborator că materialul aglomerat este mai neomogen la discurile din seria B, probabil din cauză că la procesul tehnologic de fabricație s-au folosit forțe de presare mai reduse.

În concluzie, pe baza încercărilor orientative de laborator, în vederea folosirii discurilor de fricțiune livrate de fabrica B în locul celor livrate de fabrica A, se recomandă mărirea coeficientului de frecare la discurile de

fricțiune din seria B și anume, pe de o parte, prin îmbunătățirea tehnologiei de fabricație — majorarea forței de presare la confecționarea discurilor, utilizarea de materii prime și lianți mai buni etc. — iar pe de altă parte, prin mărirea forței de compresiune a discurilor de la 100 la 150 kgf. În acest mod se apreciază că se poate realiza o amortizare a șocurilor la locomotiva diesel-electrică corespunzătoare cerințelor din exploatare, precum și o reducere a cheltuielilor aferente.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Michels, E. Ioviţiu, Determinarea unei metode de laborator pentru încercarea la uzură a oțelurilor utilizate în construcția mașinilor agrotehnice pentru uneltele de lucrare a solului. Academia R.P.R., Baza Timișoara, tom. III, nr. 3—4, (1956).
2. P. Sulea, A. Ţigănoiu, Studiul îmbunătățirii calităților de exploatare ale saboților turnați din fontă utilizați la frînarea vagoanelor de cale ferată. Nota II-a. Studii și Cercetări — Științe tehnice, Timișoara, nr. 3—4, tomul VIII, (1961).
3. F. Heimes, E. Piwowarsky, Archiv für das Eisenhüttenwesen, H. 11/1933, S. 501.
4. S.A.E. Journal, (1936).

ИЗУЧЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ И ИЗНОСА ФРИКЦИОННЫХ ДИСКОВ ПОДВЕШИВАНИЯ ТЕПЛОВОЗА С ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ПЕРЕДАЧЕЙ

(РЕЗЮМЕ)

В работе сопоставляются характеристики износа и трения фрикционных дисков тепловоза с электрической передачей, определенные лабораторными испытаниями для двух типов материала : серия А и серия В.

Испытания производились для двух случаев : сухое трение и трение со следами масла.

Диски из серии В имеют меньший коэффициент трения, чем диски из серии А, особенно в случае трения со следами масла.

Износ дисков серии В значительнее чем дисков серии А.

Используя диски серии В, расходы по эксплуатации, для смягчения толчков, сокращаются приблизительно на 50%, по сравнению со случаем применения дисков серии А.

Для улучшения характеристик трения и износа дисков серии В рекомендуется увеличение давления при изготовлении дисков, использование сырья и связывающих веществ лучшего качества и увеличение силы сжатия дисков со 100 на 150 кг.

ÉTUDE DU COEFFICIENT DE FROTTEMENT ET DE L'USURE DES DISQUES DE FRICTION À LA SUSPENSION DE LA LOCOMOTIVE

On y montre comparativement les caractéristiques d'usure et de fonctionnement des disques de friction de la locomotive Diesel-électrique, déterminées par des essais de laboratoire pour deux types de matériaux : série A et série B.

Les essais ont été effectués en deux alternatives : par frottement sec et sur une surface légèrement enduite d'huile. Les disques de la série B ont un coefficient de frottement plus petit que ceux de la série A, surtout dans le cas d'une surface légèrement enduite d'huile.

L'usure des disques de la série B est plus grande que celle de la série A. Pour utiliser les disques de la série B les frais d'exploitation pour l'amortissement des chocs se réduisent d'environ 50% par comparaison à ceux des disques de la série A.

Dans le but d'améliorer les caractéristiques de frottement et d'usure des disques de la série B, on recommande l'augmentation de la force de pression pour la confection des disques, l'utilisation des matières premières et des liants meilleurs, ainsi que l'augmentation de la force de compression des disques de 100 à 150 kgf.

FUNCȚIONAREA GALVANOMETRULUI PARCURS DE UN CURENT PERIODIC CU FRECVENȚA APROPIATĂ DE FRECVENȚA PROPRIE A INSTRUMENTULUI

DE

P. LAMOTH și C. DE SABATA

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

Magnetizarea unei probe feromagnetice, rotită uniform într-un cîmp magnetic, determină apariția unor impulsuri de tensiune într-o bobină de sondaj care o înconjoară.

Forma curentului pe intervalul unei perioade este o funcțiune oarecare $I(t)$.

În literatură întîlnim rezolvate fie situația pentru un curent sinusoidal și orice domeniu de frecvență, fie pentru un curent de o formă oarecare cu frecvența mult diferită de frecvența proprie a instalației ([1] ... [5]).

Se pune problema dependenței indicațiilor galvanometrului de forma curbei curentului și a limitei de frecvență pînă la care rezultatele se supun unei anumite aproximări date.

1. Notînd cu J: momentul de inerție al echipajului mobil al instrumentului;
W: momentul director al firului de suspensiune;
P: coeficientul de frînare;
θ: unghiul de deviație a echipajului mobil;
$\psi_0 = B_0 sw$: fluxul maxim prin cadrul galvanometrului;

ecuația este:

$$J\frac{d^2\theta}{dt^2} + P\frac{d\theta}{dt} + W\theta = \psi_0 I(t)$$

sau făcînd substituțiile obișnuite: $\frac{P}{J} = 2\beta$, $\frac{W}{J} = \omega_0^2$ și $\frac{B_0 sw}{J} = C$, obținem:

$$\frac{d^2\theta}{dt^2} + 2\beta\frac{d\theta}{dt} + \omega_0^2\theta = C \cdot I(t). \qquad (1)$$

În regim staționar soluția ecuației (1) se reduce la soluția particulară a ecuației neomogene.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA 1848

În membrul al doilea $I(t)$ este o funcţie pozitivă şi periodică de pulsaţie $\omega = \frac{2\pi}{T}$ şi poate fi dezvoltată în serie Fourier

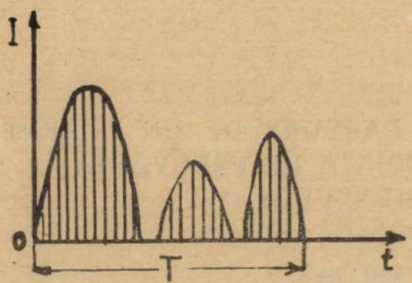


Fig. 1.

$$I(t) = I_0 + \sum_1^\infty I_n \sin(n\omega t + \varphi_n) \tag{2}$$

unde

$$I_0 = \frac{1}{T}\int_0^T I(t)\cdot dt \tag{3}$$

$$I_n = \frac{2}{T}\int_0^T I(t)\cdot \sin(n\omega t + \varphi_n)\, dt.$$

Cum $I(t)$ este alternanţa detectată (vezi fig. 1) şi

$$\int_0^T I(t)\cdot dt = \int_0^T dq = q$$

q fiind sarcina electrică ce trece într-o perioadă prin galvanometru, rezultă :

$$I_0 = \frac{q}{T}\cdot \tag{4}$$

Coeficientul I_n al termenului general din seria Fourier (2)

$$\int_0^T I(t)\cdot \sin(n\omega t + \varphi_n)\, dt$$

este mărginit în valoare absolută :

$$I(t) > 0 \quad \text{şi} \quad |\sin(n\omega t + \varphi_n)| \leqslant 1$$

prin urmare :

$$\left|\int_0^T I(t)\cdot \sin(n\omega t + \varphi_n)\, dt\right| \leqslant \int_0^T I(t)\cdot dt = q.$$

În consecinţă :

$$|I_n| < 2I_0 \tag{5}$$

Cu aceste consideraţii ecuaţia (1) poate fi scrisă :

$$\frac{d^2\theta}{dt^2} + 2\beta\frac{d\theta}{dt} + \omega_0^2\theta = C\cdot I_0 + C\cdot \sum_1^\infty I_n \cdot \sin(n\omega t + \varphi_n)$$

şi soluţia ei va fi de forma :

$$\theta = \theta_0 + \sum_1^\infty \theta_n \cdot \sin(n\omega t + \psi_n) \tag{6}$$

unde θ_0, θ_n şi ψ_n sînt constante care se determină prin metoda clasică. Găsim astfel :

$$\theta_0 = \frac{CI_0}{\omega_0^2}$$

$$\theta_n = \frac{CI_n}{\sqrt{(\omega_0^2 - n^2\omega^2)^2 + 4\beta^2 n^2 \omega_2}} \tag{7}$$

$$\operatorname{tg}(\psi_n - \varphi_n) = \frac{2\beta n\omega}{n^2\omega^2 - \omega_0^2}\cdot$$

2. Particularizăm problema pentru *regimul aperiodic critic* al galvanometrului.

a) Avînd $\beta=\omega_0^2$ constantele (7) devin :

$$\theta_0=\frac{CI_0}{\omega_0^2}$$

$$\theta_n=\frac{C}{n\omega^2}\frac{I_n}{1+\left(\frac{\omega_0}{n\omega}\right)^2} \tag{8}$$

$$\operatorname{tg}(\psi_n-\varphi_n)=\frac{\omega_0}{n\omega}\cdot\frac{2}{1-\left(\frac{\omega_0}{n\omega}\right)^2}$$

și soluția se poate scrie

$$\theta=\frac{C}{\omega_0^2}(I_0+i) \tag{9}$$

unde :

$$i=\sum_1^\infty\left(\frac{\omega_0}{n\omega}\right)^2\frac{I_n}{1+\left(\frac{\omega_0}{n\omega}\right)^2}\sin(n\omega t+\Psi_n) \tag{10}$$

În această relație ω_0 este o constantă a instalației.

b) *Consecințe :*

1°. În condițiile experimentale, cînd turația probei este mare față de frecvența proprie a galvanometrului, raportul $\frac{\omega_0}{\omega}$ este subunitar, prin urmare $\left(\frac{\omega_0}{n\omega}\right)^2$ devine neglijabil față de unitate, de la un anumit rang al termenilor în sus.

Este evident că

$$|i|<\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2\sum_1^\infty\frac{I_n}{n^2}\sin(n\omega t+\psi_n).$$

Ținînd seama de relația (5)

$$|i|<\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 2I_0\sum_1^\infty\frac{1}{n^2}$$

Știind că $1<\sum_1^\infty\frac{1}{n^2}<2$, rezultă

$$|i|<4I_0\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2.$$

În consecință, păstrînd în (9) numai primul termen din paranteză și neglijînd pe i, eroarea relativă va fi mai mică decît :

$$4\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2.$$

În fig. 2, curba *a*, este redată dependența limitei superioare a erorii relative pentru diferite valori ω_0/ω. Din curbă rezultă că pentru :

$$\frac{\omega_0}{\omega} < \frac{1}{20} \qquad \varepsilon_r < 1\,\%$$

2°. În condițiile în care ω se apropie de ordinul de mărime al lui ω_0 și păstrînd și primul termen din seria *i*, s-a calculat pe baza unui raționament analog, limita superioară a erorii relative iar rezultatele sînt prezentate în fig. 2 — curba *b*. Din ea rezultă că pînă la $\frac{\omega_0}{\omega} < \frac{1}{14}$ eroarea relativă este sub 1%.

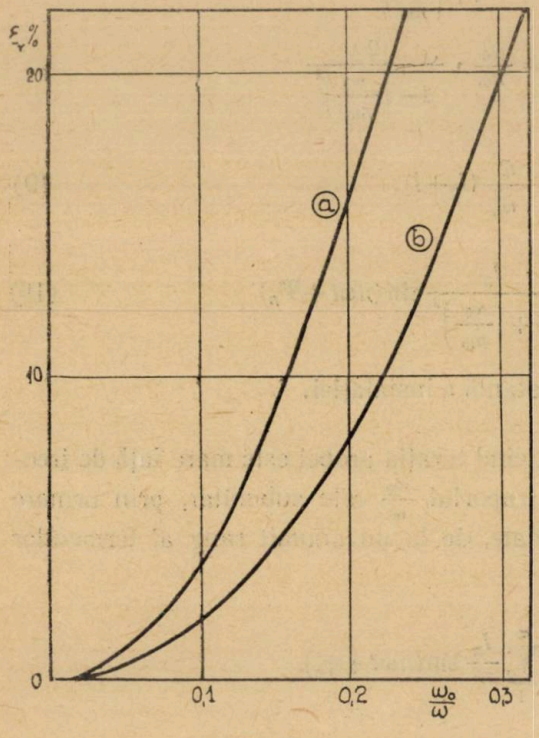


Fig. 2.

Urmărind indicațiile galvanometrului atunci cînd ω se apropie de ordinul de mărime al lui ω_0, constatăm că peste deviația constantă se suprapune o oscilație dată de

$$i = i_1 \sin(\omega t + \psi_1)$$

Amplitudinea ei :

$$i_1 = \left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 \frac{I_n}{1+\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2} < 2\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 I_0$$

pe baza relației (5)

Deviațiile galvanometrului vor oscila între limitele :

$$\frac{C}{\omega_0^2}(I_0 \pm i_1)$$

semisuma deviațiilor extreme dînd tocmai $\frac{C}{\omega_0^2} I_0$.

BIBLIOGRAFIE

1. Schlosser-Winterling, *Galvanometer*, Verlag *G. Braun Karlsruhe*, (1960) pag. 26.
2. Zöllich H., Prüfung von Messgeräten zur Aufzeichnung sich rasch verändernder Grössen. Wiss. Veröffentl. a. d. Siemenskonzern *1* (1920), pag. 24.
3. Zöllich H., Mechanische Resonanzschwingungen in der Messtechnik. Wiss. Veröffentl. a.d. Siemenskonzern *2* (1922), pag. 378—400.
4. Moerder C., Messung niederfrequent veränderlicher Ströme und Spannungen mit Galvanometern. Z. f. angew. Phys. *1* (1949), pag. 502—506.
5. Reissig R., Periodische Erregung eines einfachen Schwingers mit Flüssigkeitsdämpfung und Gleitreibung, Forschung und Fortschritt *28* (1954) pag. 91—94.

РАБОТА ГАЛЬВАНОМЕТРА ЧЕРЕЗ КОТОРЫЙ ПРОХОДИТ ПЕРИОДИЧЕСКИЙ ТОК С ЧАСТОТОЙ ПРИБЛИЖЕННОЙ К СООБСТВЕННОЙ ЧАСТОТЕ ИНСТРУМЕНТА

(РЕЗЮМЕ)

Изучаются условия работы гальванометра питаемого выпрамлённым несинусойдальным периодическим током, в случае когда его частота приближается к сообственной частоте инструмента.

Результаты показывают предел до которого записи подчиняются данной приближённости.

FONCTIONNEMENT D'UN GALVANOMÈTRE EN COURANT PERIODIQUE DE FRÉQUENCE APPROCHÉE DE SA FRÉQUENCE PROPRE D'OSCILLATION

(RÉSUMÉ)

On étudie les conditions de fonctionnement du galvanomètre alimenté ou courant nonsinusoidal, redressé, dont la fréquence est proche de celle de l'instrument. Les résultats montrent la limite jusqu'a laquelle les inrégistrements se soumettent à une approximation imposée d'avance.

CONSIDERAȚIUNI ASUPRA APLICĂRII ARBORELUI ELECTRIC LA ACȚIONAREA MACARALELOR CU DESCHIDERE MARE

DE

E. SERACIN, V. VĂZDĂUȚEANU, N. BOGOEVICI

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

1. În unele cazuri, transmisia mecanică între mecanismele unei instalații nu se poate realiza din cauza distanței mari dintre acestea sau din motive constructive. Pentru a realiza aceeași viteză, independentă de sarcină, se folosește o legătură electrică între motoarele de acționare a diferitelor mecanisme. Astfel de situații se întîlnesc la macarale cu deschideri mari, la stăvilare, la mașina de hîrtie etc.

În cazul aparatelor de ridicat, arborele electric se întîlnește la macaralele care se deplasează pe două căi de rulare situate la o distanță relativ mare, cum ar fi spre exemplu podurile de transbordare, macaralele portale etc. Pentru a evita avarii în funcționare trebuie asigurată aceeași viteză periferică a roților de rulare pe cele două căi. La aceleași diametre ale roților de rulare și la rapoarte de transmisie egale, este suficient ca turațiile motoarelor de acționare a roților de pe cele două căi să fie egale. Această cerință se poate realiza folosind diferite sisteme pentru mersul sincron al motoarelor de acționare. Deoarece acționarea prin motoare asincrone este mai răspîndită la aparatele de ridicat, considerațiunile ce urmează se referă la arborele electric cu mașini asincrone.

2. Arborele electric cu motoare asincrone trifazate se realizează prin intermediul inelelor colectoare, legînd electric între ele fazele rotorice corespondente ale diferitelor mașini. Se deosebesc două tipuri de arbori electrici de acest fel :

a) arborele electric fără mașini auxiliare, la care legătura electrică se realizează direct între motoarele asincrone de acționare ;

b) arborele electric cu mașini auxiliare, la care legătura electrică se realizează între mașini asincrone auxiliare cuplate mecanic cu motoarele de acționare.

Deși sistemul fără mașini auxiliare necesită mai puține motoare, totuși acesta este mult inferior arborelui electric cu mașini auxiliare din motivele ce urmează.

Stabilitatea pentru rotația sincronă se obține numai în cazul unor alunecări mari și al unei diferențe relativ mici între cuplurile de sarcină [4].

Ori, pentru a obţine o funcţionare la alunecări mari, este necesară menţinerea permanentă a unei rezistenţe comune în circuitul rotoarelor, care trebuie să fie cu atît mai mare cu cît cuplul mediu de sarcină este mai mic. În consecinţă, pierderile mari în rezistenţa rotorică conduc la micşorarea pronunţată a randamentului instalaţiei iar funcţionarea cu turaţie scăzută conduce la scăderea productivităţii.

În cazul folosirii arborelui electric cu maşini auxiliare asincrone se înlătură deficienţele amintite mai sus. De aceea, pentru obţinerea mersului sincron al motoarelor de acţionare la macaralele cu deschidere mare, se recomandă folosirea arborelui electric cu maşini auxiliare asincrone.

În continuare se vor prezenta rezultatele obţinute cu o instalaţie pentru mers sincron cu maşini auxiliare asincrone realizată în laboratorul catedrei de utilizările energiei electrice, cu scopul de a modela acţionările industriale de acest gen.

3. Schema electrică de principiu a arborelui electric cu maşini auxiliare asincrone este arătată în fig. 1. S-au notat cu P_1 şi P_2 motoarele asincrone principale de acţionare, cu A_1 şi A_2 maşinile asincrone auxiliare legate electric şi cu L_1 şi L_2 maşinile sau mecanismele de lucru. În cazul macaralei portal L_1 şi L_2 reprezintă transmisiile şi roţile de rulare de pe cele două căi. Se va considera cazul că maşinile auxiliare sînt identice, la fel şi motoarele principale.

Dacă cuplurile rezistente M_{r_1} şi M_{r_2} determinate de L_1 şi L_2 sînt egale, maşinile auxiliare nu contribuie la mersul sincron al arborilor *1* şi *2*. Între rotoarele maşinilor A_1 şi A_2 nu circulă curent, deci ele nu dezvoltă cupluri, deoarece tensiunile electromotoare rotorice sînt egale ca valoare şi în opoziţie.

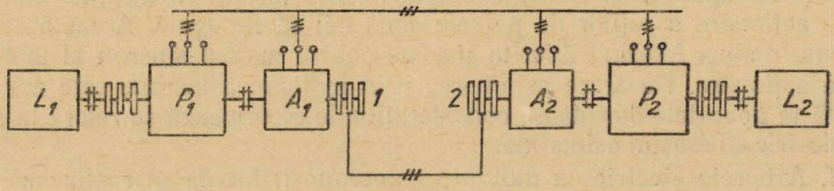


Fig. 1. Schema arborelui electric cu maşini auxiliare asincrone.

Dacă cuplurile rezistente devin inegale, adică de exemplu $M_{r_1} > M_{r_2}$, arborele *1* rămîne în urmă arborelui *2* cu unghiul α, care este cu atît mai mare cu cît diferenţa de sarcini este mai mare. În consecinţă, t.e.m. $\mathcal{E}_1$ şi $\mathcal{E}_2$ induse în rotoarele maşinilor A_1 şi A_2 nu vor mai fi în opoziţie, $\mathcal{E}_1$ rămînînd în urmă faţă de $\mathcal{E}_2$ cu unghiul electric $\vartheta = p\alpha$, unde p este numărul de perechi de poli (fig. 2). Datorită rezultantei $\mathcal{E}_r$, în circuitul rotoarelor maşinilor auxiliare va trece curentul I_r, deci acestea vor dezvolta cupluri. Maşina A_1 va dezvolta un cuplu motor, ajutînd motorul P_1 să învingă cuplul mai mare iar maşina A_2 va lucra în regim de generator, încărcînd în plus motorul P_2. În acest fel cuplurile şi turaţiile motoarelor principale devin egale.

Notînd cu M_1 și M_2 cuplurile dezvoltate de motoarele principale și cu M_{A_1} și M_{A_2} cuplurile mașinilor auxiliare se pot scrie relațiile:

$$M_{r_1} = M_1 + M_{A_1} \quad (1)$$

$$M_{r_2} = M_2 + M_{A_2} \quad (2)$$

Cuplurile mașinilor auxiliare se exprimă prin relațiile cunoscute din literatura tehnică sub forma

$$M_{A_1} = \frac{M_{AK}}{\frac{s_A}{s_{AK}} + \frac{s_{AK}}{s_A}} \left(1 - \cos\vartheta + \frac{s_A}{s_{AK}} \sin\vartheta\right) \quad (3)$$

$$M_{A_2} = \frac{M_{AK}}{\frac{s_A}{s_{AK}} + \frac{s_{AK}}{s_A}} \left(1 - \cos\vartheta - \frac{s_A}{s_{AK}} \sin\vartheta\right) \quad (4)$$

unde

s_A este alunecarea mașinilor auxiliare;
M_{AK} — cuplul de răsturnare;
s_{AK} — alunecarea de răsturnare.

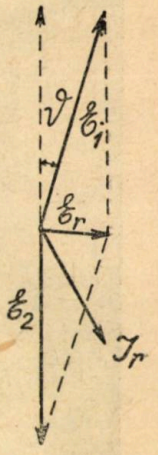


Fig. 2. Diagrama tensiunilor mașinilor auxiliare.

Trebuie precizat că la același unghi ϑ se obțin cupluri de egalizare M_{A_1} și M_{A_2} cu atît mai mari cu cît alunecarea s_A este mai mare. Deci în scopul utilizării avantajoase a mașinilor auxiliare este necesar ca rotoarele lor să se rotească în sens opus cîmpului învîrtitor. În consecință, cercetările cu instalația din laborator s-au făcut pentru această situație.

4. Instalația de laborator cu care s-a modelat acționarea este arătată în fig. 3. Încărcarea se obține de la două generatoare de curent continuu cu statorul mobil, care substituie mașinile de lucru L_1 și L_2 din fig. 1.

Pentru a urmări funcționarea grupului s-au măsurat cuplurile și unghiul de defazaj între rotoare atît în regim staționar cît și în regim tranzitoriu.

5. Măsurarea unghiului de defazaj dintre rotoare s-a făcut cu un traductor executat în laboratorul catedrei de Utilizări.

Schema traductorului este arătată în fig. 4. Dispozitivul constă din două părți:

— rezistențele R, bobinate pe un inel de pertinax montat pe arborele 2 (fig. 1) al grupului:

— periile p_1 și p_2, care se pot roti pe rezistențele R; periile p_1 și p_2 sînt montate pe arborele I al grupului; poziția relativă între perii și rezistențe depinde de unghiul de defazaj α dintre rotoare.

În punctele a și b rezistențele R se alimentează de la o sursă cu tensiune constantă. Tensiunea u culeasă între punctele c și d, situate pe axa simetriei, va fi zero $M_{r_1} = M_{r_2}$, adică $\alpha = 0$.

Rezultă

$$\alpha = ku \quad (5)$$

unde k este o constantă a traductorului.

Fig. 3. Instalaţie de laborator pentru studiul funcţionării arborelui electric.

Construcţia traductorului, montat între arborii maşinilor auxiliare, este arătată în fig. 5.

Cuplurile s-au măsurat după cum urmează.

Cuplurile rezistente M_{r_1} şi M_{r_2} se măsoară direct cu ajutorul unor balanţe pe care se sprijină statoarele basculante ale generatoarelor de sarcină.

Cuplurile M_1 şi M_2 dezvoltate de motoarele asincrone principale se obţin măsurînd alunecarea s şi cunoscînd caracteristicile mecanice $M=f(s)$ ridicate în prealabil la funcţionarea independentă a motoarelor asincrone.

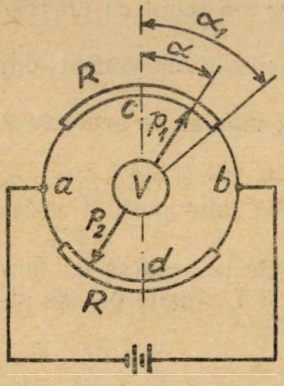


Fig. 4. Schema traductorului pentru măsurarea unghiului de defazaj.

Cuplurile dezvoltate de maşinile auxiliare se determină din relaţiile (1) şi (2).

6. Cu instalaţia de laborator s-au făcut determinări experimentale pentru diferite situaţii de funcţionare.

a) În fig. 6 sînt arătate curbele de variaţie ale cuplurilor dezvoltate de maşinile auxiliare, $M_A/M_N=f(\vartheta)$, în funcţie de unghiul de defazaj electric, pentru diferite valori ale alunecării $s_A=2-s$ ca parametru; s-a notat cu M_N cuplul nominal al motorului. Se observă că punctele ridicate experimental sînt situate foarte aproape de curba dusă printre ele calculată cu relaţiile (3) şi (4). La cuplu constant (fig. 6) unghiul de defazaj este cu atît mai mic cu cît aluencarea s_A este mai mare,

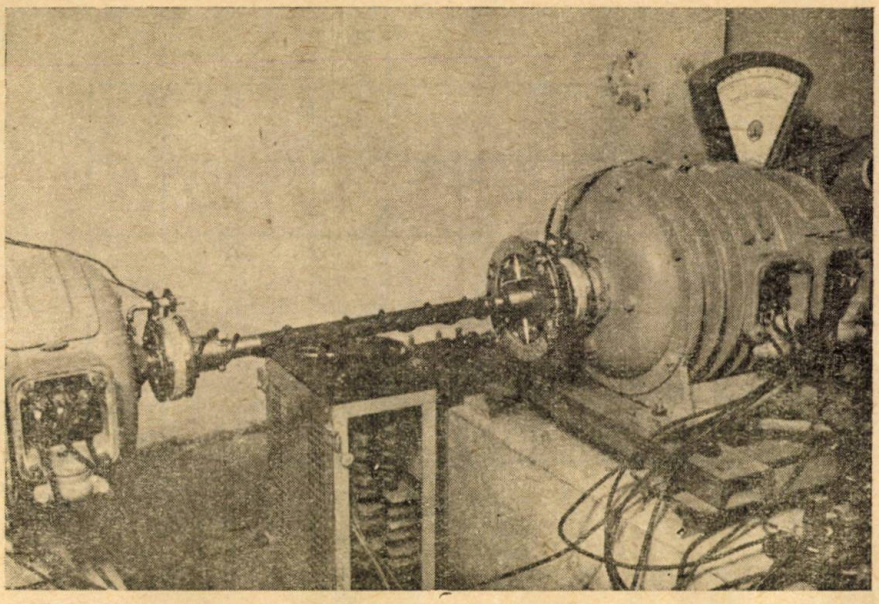


Fig. 5. Dispozitivul pentru măsurarea unghiului de defazaj.

ceea ce justifică în plus utilitatea de a lucra cu cîmp invers față de sensul de rotație al rotorului. Măsurătorile s-au făcut pînă la $M_A \cong M_N$, ceea ce a corespuns la valorile extreme $M_{r_1} \cong 2M_N$ și $M_{r_2}=0$.

Cu scopul de a studia comportarea arborelui electric pentru un domeniu mai larg de variație a unghiului de defazaj ϑ s-au determinat experimental punctele însemnate prin cercuri în fig. 7, corespunzătoare repausului rotoarelor, adică $s=s_A=1$. Cele două curbe din fig. 8 s-au obținut prin calcul, pe baza relațiilor (3) și (4). Se observă că curbele sînt cuprinse în cea mai mare parte de valorile măsurate, care sînt însă dispersate pe un domeniu destul de mare datorită influenței crestăturilor. Acestea determină armonici care fac ca funcționarea să aibă loc în salturi ușor sesizabile pentru $s_A=1$. În același fel se explică în bună parte și diferențele față de valorile calculate cu ajutorul relațiilor (3) și (4) pentru curbele din fig. 6, unde funcționarea a avut loc la unghiuri de defazaj mici. În plus, trebuie avut în vedere că la deducerea relațiilor de calcul (3) și (4) nu se ține seama de pierderile din mașinile auxiliare.

Funcționarea în apropierea alunecării $s_s=1$ prezintă importanță la acționarea macaralelor, unde frecvența pornirilor și opririlor este mare. Mai trebuie avut în vedere că cuplurile de egalizare care le pot dezvolta mașinile auxiliare sînt mai mici la $s_A=1$ decît la $s_A=2$, ceea ce înseamnă că trebuie verificate condițiile de pornire și frînare pentru a evita ieșirea din sincronism.

b) Din măsurătorile făcute s-a evidențiat și influența defavorabilă a unor caracteristici mecanice diferite ale motoarelor principale asupra

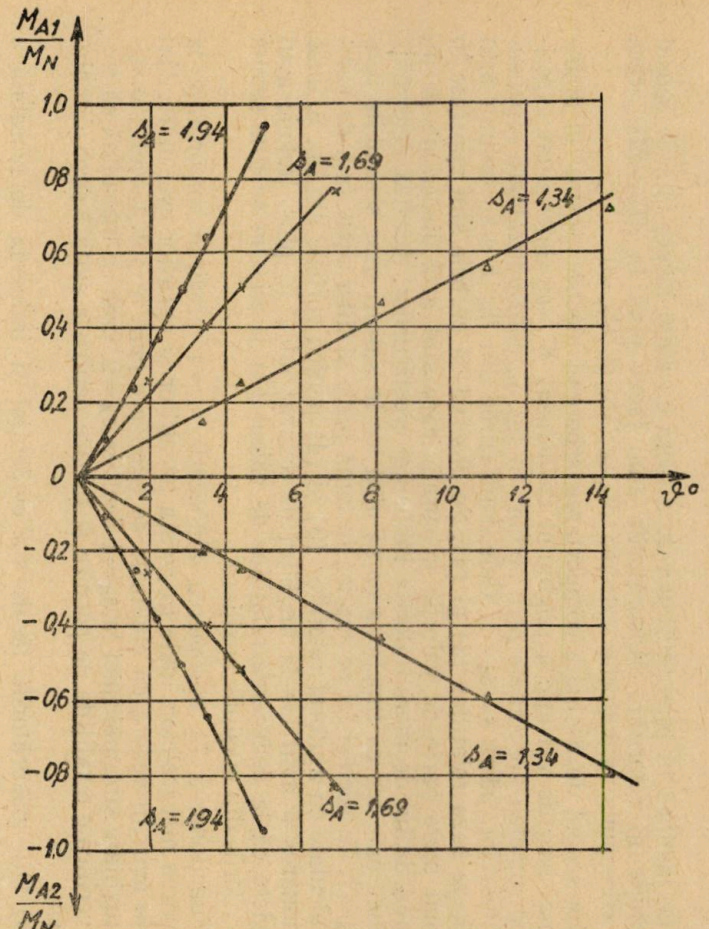


Fig. 6. Curbele de variație ale cuplurilor dezvoltate de mașinile auxiliare.

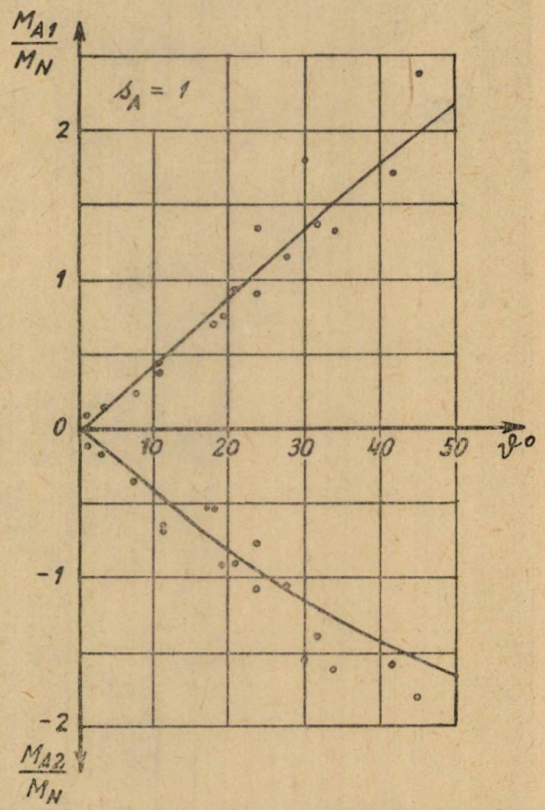


Fig. 7. Curbele de variație ale cuplurilor mașinilor auxiliare pentru $s_A=1$,

încărcării mașinilor. Fenomenele se pot explica clar pe baza fig. 8, în care s-au reprezentat caracteristicile mecanice M $f(s)$ ale motoarelor asincrone principale P_1 și P_2 din fig. 1. S-au notat cu 1 și 2 caracteristicile naturale, corespunzînd măsurătorilor făcute cu $s_A = 1{,}94$ (fig. 6) sau $s = 0{,}06$ și cu $1'$ și $2'$ caracteristicile artificiale corespunzînd măsurătorilor făcute cu $s_A = 1{,}34$ sau $s = 0{,}66$. În cazul considerat diferența între caracteristici este determinată

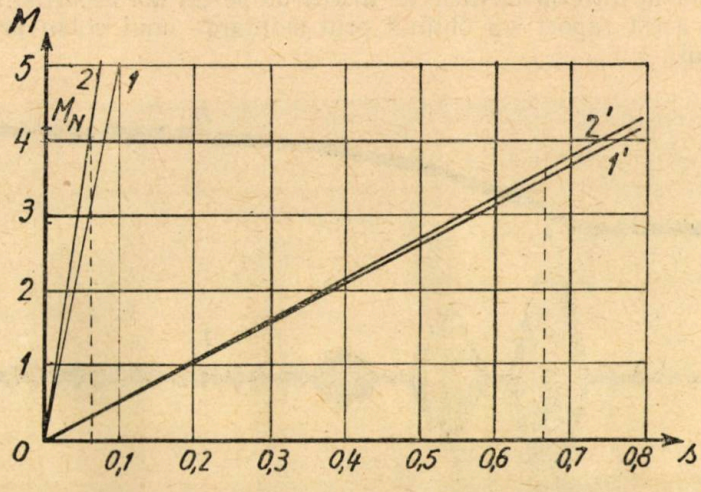


Fig. 8. Caracteristicile $M = f(s)$ ale motoarelor principale.

în pricipal de inegalitatea rezistențelor legăturilor de la inelele colectoare la reostate, dar ea poate fi cauzată și de inegalitatea tensiunilor aplicate în stator etc.

Se deduce din caracteristicile *1* și *2*, că la alunecarea $s = 0{,}06$ motoarele principale au o inegalitate de sarcini de 25%. În schimb la aceeași diferență între rezistențele din circuitele rotorice, pentru caracteristicile artificiale $1'$ și $2'$ se obține o inegalitate relativă de sarcină foarte mică : 3%. Pentru caracteristici mecanice identice cuplurile motoarelor principale sînt egale.

Această încărcare nesimetrică se resimte și asupra mașinilor auxiliare.

Încărcarea nesimetrică a mașinilor are drept rezultat încălzirea mai pronunțată a mașinilor cu sarcină mai mare ; aceasta poate duce la încălzirea peste limitele admisibile a mașinilor mai încărcate, fenomen care trebuie evitat.

c) Pentru a examina fenomenele tranzitorii care pot dăuna mersului sincron s-au înregistrat cu oscilograful variația unghiului de defazaj ϑ, a curentului de egalizare I_e între mașinile auxiliare și a turației n în condițiile de pornire și frînare, adică la trecerea bruscă de pe o caracteristică mecanică pe altă. În acest caz, situații dezavantajoase pot apare la inegalitatea momentelor de inerție de pe arborii mașinilor legate electric.

În fig. 9 este arătat cazul măririi turaţiei motorului prin trecerea de pe o caracteristică mecanică, corespunzătoare unei anumite rezistenţe introduse în rotoarele maşinilor principale, pe caracteristica naturală. Oscilograma s-a înregistrat pentru următoarele condiţii de lucru :

— cuplurile rezistente $M_{r_1} = M_{r_2}$;

— turaţia iniţială $n = 710$ rot/min, iar cea finală $n = 900$ rot/min ;

— raportul între momentele de inerţie de pe cei doi arbori sincronizaţi, $\theta_1/\theta_2 = 2{,}8$: acest raport s-a obţinut prin montarea unui volan pe arborele 2 al grupului.

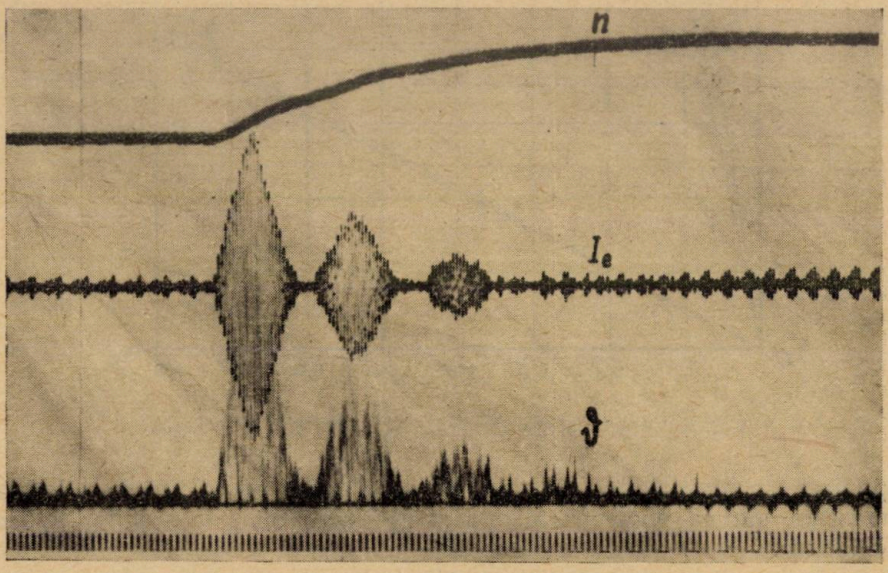


Fig. 9. Oscilograma turaţiei n, unghiului de defazaj ϑ şi a curentului de egalizare I_e pentru maşinile auxiliare.

Se observă că în timpul fenomenului tranzitoriu au loc cîteva oscilaţii care se amortizează repede. Se mai observă că după terminarea fenomenului tranzitoriu curentul de egalizare nu revine la o valoare aproximativ zero, deşi $M_{r_1} = M_{r_2}$ din cauză că motoarele principale nu au caracteristici naturale identice (vezi pct. 6). Valoarea maximă a curentului de egalizare este de 1,4 ori curentul nominal.

În fig. 10 este arătată oscilograma de variaţie a aceloraşi mărimi, în cazul trecerii de la $n = 460$ rot/min la $n = 620$ rot/min, pentru $M_{r_1} > M_{r_1}$. Se observă că în acest caz apar oscilaţii suprapuse peste o valoare aproape constantă a curentului de egalizare datorită sarcinii statice.

7. În concluzie, pe baza încercărilor făcute cu instalaţia de laborator se pot face observaţiunile arătate în continuare, utile pentru proiectarea acţionărilor cu arbori electrici, cum este cazul la macaralele portal.

a) Studiul acționărilor electrice pe baza unor modele de laborator permite examinarea a numeroase situații care apar în practică și care sînt dificil de considerat numai prin calcule.

b) În legătura dintre cuplurile dezvoltate de mașinile auxiliare și unghiul de defazaj apar discontinuități la anumite intervale din cauza existenței

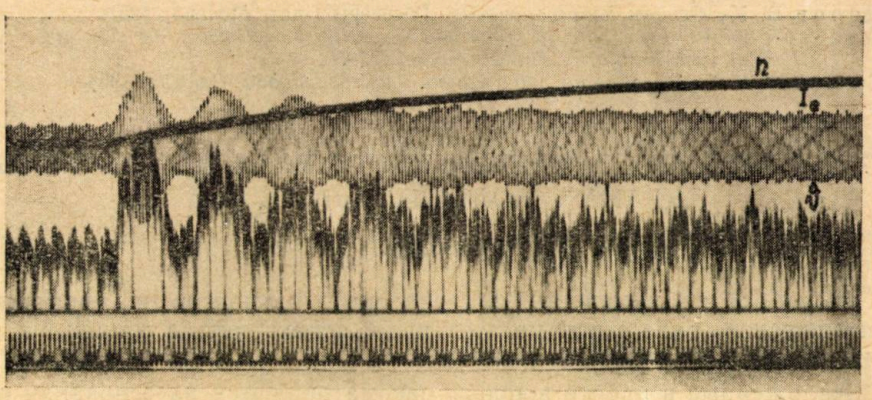


Fig. 10. Oscilograma turației n, unghiului de defazaj ϑ și a curentului de egalizare I_e pentru mașinile auxiliare.

crestăturilor. Această situație se poate îmbunătăți prin măsuri luate la proiectarea sau fabricarea mașinilor electrice, cum ar fi spre exemplu înclinarea crestăturilor.

c) Motoarele principale să aibă caracteristici mecanice $M/M_N = f(s)$ identice, pentru a nu supraîncărca unele mașini. În acest scop trebuie asigurată și egalitatea riguroasă a rezistențelor exterioare rotorice, egalitatea rezistențelor firelor de legătură, egalitatea tensiunilor aplicate în stator etc. Astfel sarcina statică va fi simetric repartizată pe motoare.

d) Pot apare sarcini dinamice inegale în timpul fenomenelor tranzitorii, datorită diferenței momentelor de inerție de pe arborii celor două mașini. Aceasta poate duce la oscilații și la mărirea unghiului de defazaj. Pericolul apare mai pronunțat la trecerea de la o turație mai joasă la una mai ridicată, în special pe caracteristica naturală. De aceea se recomandă ca trecerea succesivă de pe o treaptă pe alta a reostatului din rotor să se facă într-un timp prescris.

e) Funcționarea la turații mici, adică în special la pornire și frînare, trebuie verificată aparte, deoarece posibilitatea de ieșire din sincronism este mai mare în această situație decît la funcționarea nominală, cînd alunecarea mașinilor auxiliare este $s_A \cong 2$.

f) Se recomandă folosirea arborelui electric cu mașini auxiliare asincrone și sens de rotație opus față de al cîmpului învîrtitor, cu scopul de a obține cupluri de egalizare cît mai mari. Tot în acest sens se recomandă ca mașinile auxiliare să aibă cuplul de răsturnare mare.

BIBLIOGRAFIE

1. Mikloşi Cornel şi Braşovan Mihai, *Curs de acţionări electromecanice*, Litografia Învăţământului, Timişoara, 1959.
2. Садовский И. М., *Согласованное вращение асынхронных двигателей*, Госенергоиздат, 1948.
3. Попов В. К., *Основы электропривода*, Госэнергоиздат, Москва, 1951.
4. Morozov D. P., *Principiile de bază ale dispozitivelor electrice de acţionare*, (trad. din l. rusă), Editura Tehnică, Bucureşti, 1952.
5. Сандлер А. С., *Пособие по лаборатории электропривода*, Москва, 1954.

О ПРИМЕНЕНИИ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ВАЛА ДЛЯ ПРИВОДА КРАНА С БОЛЬШИМ ПРОЛЕТОМ

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматриваются некоторые возможности применения электрического вала с вспомогательными асинхронными машинами для привода кранов с большим пролетом.

Изложенные в работе вопросы рассматриваются на основании произведенных измерений на установке для синхронного движения, осуществленной в Лаборатории использования электрической энергии, при помощи которой моделируются промышленные приводы этого рода.

CONSIDÉRATIONS SUR L'APPLICATION DE L'ARBRE ÉLECTRIQUE À L'ENTRAÎNEMENT DES GRUES À GRANDE OUVERTURE

(RÉSUMÉ)

On y examine certains aspects de l'application de l'arbre électrique avec machines auxiliaires asynchrones pour l'entraînement des grues à grande ouverture.

Les problèmes présentés dans ce travail sont examinés à base des mesures effectuées à l'aide d'une installation à arbre électrique, réalisée dans le cadre du laboratoire des Utilisations de l'énergie électrique, grâce à laquelle on peut modeler les entraînements de ce genre.

METODĂ SIMPLIFICATĂ PENTRU CALCULUL ACȚIONĂRII ELECTRICE A MAȘINILOR CU MECANISM BIELĂ MANIVELĂ

DE

SERACIN E.

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

1. Una din problemele de bază în calculul unei acționări electrice o constituie dimensionarea judicioasă a motorului electric de acționare și a volanului, astfel încît instalația să corespundă d.p.d.v. tehnic și economic. În acest scop se folosesc diagramele de funcționare, care se construiesc pe baza condițiilor impuse de procesul tehnologic realizat cu mașina de lucru acționată.

Alegerea soluției celei mai corespunzătoare pentru acționare se face examinînd comparativ un număr cît mai mare de variante de calcul.

La mașinile cu mecanism bielă-manivelă, mai ales atunci cînd nu se pot neglija forțele de inerție determinate de masele în mișcare alternativă, calculul diagramelor de funcționare este complicat și reclamă mult timp. În plus, o variantă oarecare pentru acționare se stabilește efectuînd mai multe încercări. De aceea, pentru a calcula mai multe variante de proiectare, apare necesitatea folosirii unor metode de lucru simplificate, prin care să se elimine totodată și încercările.

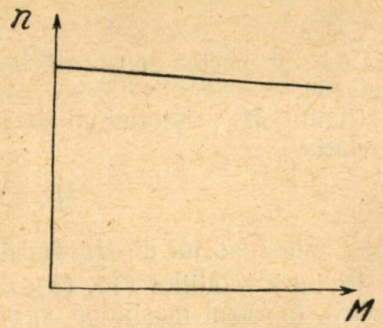


Fig. 1. Caracteristică naturală lineară $n=f(M)$.

În lucrarea de față se propune o metodă nouă pentru dimensionarea motorului electric de acționare și a volanului la mașinile cu mecanism bielă manivelă, bazată pe construirea unor diagrame de funcționare simplificate. În cele ce urmează se examinează în special cazul acționării prin motor electric asincron, deoarece acest tip de motor este cel mai răspîndit în industrie. Metoda se poate aplica în general la toate motoarele la care caracteristica naturală turație în funcție de cuplu se obișnuiește a se aproxima dreaptă, așa cum se arată în fig. 1.

2. Problema de bază în rezolvarea acționării, constă în determinarea curbei de variație a cuplului M dezvoltat de motorul de acționare în funcție

de timp. Această curbă se stabilește pe baza ecuației mișcării, scrisă sub forma :

$$M = M_r + M_j \tag{1}$$

unde, M_r este cuplul rezistent, iar M_j cuplul de inerție, raportate la arborele motorului de acționare.

Cuplul dezvoltat de motorul de acționare, $M(s)$ este o funcție de alunecarea s definită prin relația

$$s = \frac{\Omega_0 - \Omega}{\Omega_0}, \tag{2}$$

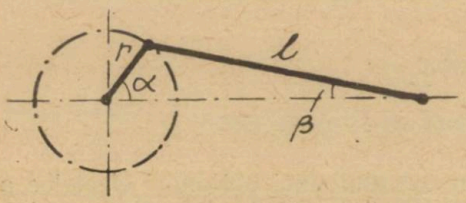


Fig. 2. Mecanism bielă-manivelă.

în care Ω_0 este viteza unghiului sincronă iar Ω cea corespunzătoare sarcinii M.

Cuplul $M_r(\alpha)$ este o funcție de unghiul manivelei α arătat în fig. 2.

Cuplul de inerție M_j se compune din :

$$M_j = M_{j_1} + M_{j_2}. \tag{3}$$

Cuplul de inerție M_{j_1}, determinat de variația vitezei unghiulare Ω este definit prin relația

$$M_{j_1} = -\Omega_0 \theta \frac{ds}{dt} \tag{4}$$

în care t este timpul iar θ momentul total de inerție raportat la arborele motorului de acționare.

Momentul de inerție θ poate fi exprimat sub forma

$$\theta = \theta_c + \theta_v, \tag{5}$$

unde θ_c este partea constantă iar θ_v partea variabilă în funcție de unghiul manivelei.

Cuplul M_{j_2}, determinat de masele în mișcare alternativă, este definit de relația

$$M_{j_2} = \frac{1}{2} \Omega_0^2 (1-s)^2 \frac{d\theta_v}{i d\alpha} \tag{6}$$

unde i este raportul de transmisie de la motor la arborele cu manivelă.

Pe baza relațiilor (1), (3), (4) și (6) și a celor arătate mai sus ecuația mișcării, în cazul mașinilor cu mecanism bielă-manivelă obține forma

$$M(s) = M_r(\alpha) - M_{j_1}\left(\frac{ds}{dt}, \alpha\right) + M_{j_2}(s, \alpha). \tag{7}$$

Rezolvarea ecuației diferențiale (7) este foarte dificilă sau chiar imposibilă pe cale analitică. De aceea, se recurge la calcule grafico-analitice care sînt extrem de laborioase. Pentru rezolvarea ecuației (7) trebuie cunoscute diagrama cuplului rezistent și datele nominale ale motorului și ale volanului, care se stabilesc aproximativ, urmînd ca după ce s-a construit curba $M = f_1(t)$

să se verifice mărimile alese inițial. În acest fel, pentru o variantă de proiectare trebuie făcute mai multe încercări.

Analizînd ecuația (7) pentru o serie de cazuri concrete, s-a constatat că variațiile mari ale cuplului motor M sînt introduse fie de cuplul M_r, fie de cuplul M_{j_2}, fie de ambele cupluri. Rezultă variații corespunzătoare pentru alunecare, deci și pentru cuplul M_{j_1}, care compensează într-o anumită măsură variațiile introduse de M_r și M_{j_2}, datorită faptului că masele în mișcare au rol de volan. Aceasta a condus la ideea de a îngloba în calcule pe M_{j_2} alături de M_r, cu scopul de a simplifica rezolvarea ecuației mișcării. Aceasta este una din ideile de bază ale metodei prezentate în lucrarea de față.

3. Metoda de calcul propusă în lucrare permite prin simplificările introduse rezolvarea expeditivă și pe cale analitică a ecuației mișcării.

Se propun următoarele simplificări în rezolvarea ecuației (7):

a) înlocuirea curbei de variație a cuplului rezistent printr-o diagramă echivalentă în care perioadele de mers în sarcină, caracterizate printr-un cuplu rezistent constant M_{rc} alternează cu perioade de încărcare mai mică, în care cuplul este tot constant;

b) înlocuirea curbei de variație a cuplului M_{j_2}, determinat de masele în mișcare alternativă, printr-o diagramă echivalentă, în care perioadele cu cuplu constant M_{j_2c} alternează cu intervale în care cuplul M_{j_2} este egal cu zero;

c) constanta electromecanică de timp T se consideră constantă și se calculează corespunzător valorii medii a momentului de inerție θ;

d) se consideră că unghiul α variază liniar în funcție de timp.

În calculele ce urmează se consideră că motorul are o caracteristică naturală $M(s)$ liniară pe porțiunea de lucru, aproximație care este consacrată în literatură tehnică, adică

$$M(s)=\frac{M_N}{s_N}s \tag{8}$$

unde cu indicele N s-au notat valorile nominale.

Cu simplificările arătate mai sus ecuația (7) devine

$$\frac{M_N}{s_N}s=M_{rc}-\Omega_0\theta\frac{ds}{dt}+M_{j_2c}. \tag{9}$$

Introducînd expresia constantei electromecanice de timp

$$T=\frac{\theta\Omega_0 s_N}{M_N} \tag{10}$$

și rezolvînd ecuația (9) se obține forma finală:

$$M=(M_{rc}+M_{j_2c})\left(1-\varepsilon^{-\frac{t}{T}}\right)+M_l\varepsilon^{-\frac{t}{T}} \tag{11}$$

unde M_l este cuplul inițial, adică la începutul intervalului considerat.

Se observă că în acest fel diagrama simplificată a cuplului motorului de acționare apare sub formă de exponențiale care sînt ușor de reprezentat

iar calculele considerabil simplificate. Ori, tocmai din acest motiv s-au înlocuit curbele $M_r(\alpha)$ și $M_{j_2}(s,\alpha)$ prin diagrame cu variație de formă dreptunghiulară.

Avînd curba $M=f_1(t)$ se poate calcula cuplul echivalent M_e, respectiv raportul

$$\lambda_e=\frac{M_{max}}{M_e}$$

unde M_{max} este cuplul maxim din diagrama de sarcină. În acest fel se poate aplica în continuare metoda indicată în literatură [6] pentru instalații care produc încărcări sub formă de șocuri. În acest scop se calculează M_e și λ_e pentru 4—5 valori ale constantei T și se reprezintă curbele $M_e=f_1(T)$ și $\lambda_e=f_2(T)$ care înfățișează totalitatea soluțiilor posibile pentru acționare.

În continuare se examinează simplificările propuse.

4. a). Fie că cuplul rezistent variază după o curbă oarecare reprezentată în fig. 3 prin linie întreruptă. Diagrama simplificată se obține pe baza următoarelor condiții :

— cuplul constant M_{rc} din diagrama simplificată să fie egal cu cuplul maxim din curba M_r (α) exactă ; aceasta, cu scopul ca în cazul idealizat

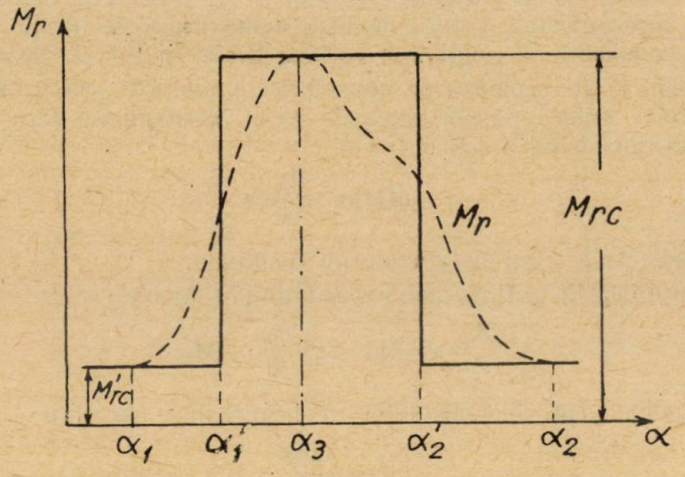


Fig. 3. Diagrama cuplului rezistent :
simplificată, figurată cu linie continuă; exactă, figurată cu linie întreruptă.

cînd momentul de inerție θ este nul, sau practic mic, să se obțină aceleași valori pentru cuplul maxim, atît pe baza diagramei exacte cît și a celei simplificate ; această condiție pentru a stabili pe M_{rc} nu este unica, însă are avantajul că este operativă în calcule ;

— lucrul mecanic obținut pe baza diagramei simplificate să fie egal cu cel obținut pe baza diagramei exacte, adică

$$\int_{\alpha_1}^{\alpha_2} (M_r - M'_{rc})\, d\alpha = (M_{rc} - M'_{rc})(\alpha'_2 - \alpha'_1) \qquad (12)$$

de unde se obține $\alpha'_2 - \alpha'_1$; pentru a obține poziția exactă a diagramei simplificate trebuie determinate unghiurile α'_1 și α'_2, în care scop mai este necesară folosirea uneia din relațiile (13) și (14);

— poziția diagramei simplificate față de unghiul α_3, corespunzător cuplului maxim din diagrama exactă, se stabilește impunînd tot condiția egalității lucrurilor mecanice însă pentru partea din stînga, respectiv din dreapta axei $\alpha = \alpha_3$, adică

$$\int_{\alpha_1}^{\alpha_3} (M_r - M'_{rc})\, d\alpha = (M_{rc} - M'_{rc})(\alpha_3 - \alpha'_1) \qquad (13)$$

și

$$\int_{\alpha_3}^{\alpha_2} (M_r - M'_{rc})\, d\alpha = (M_{rc} - M'_{rc})(\alpha'_2 - \alpha_3) \qquad (14)$$

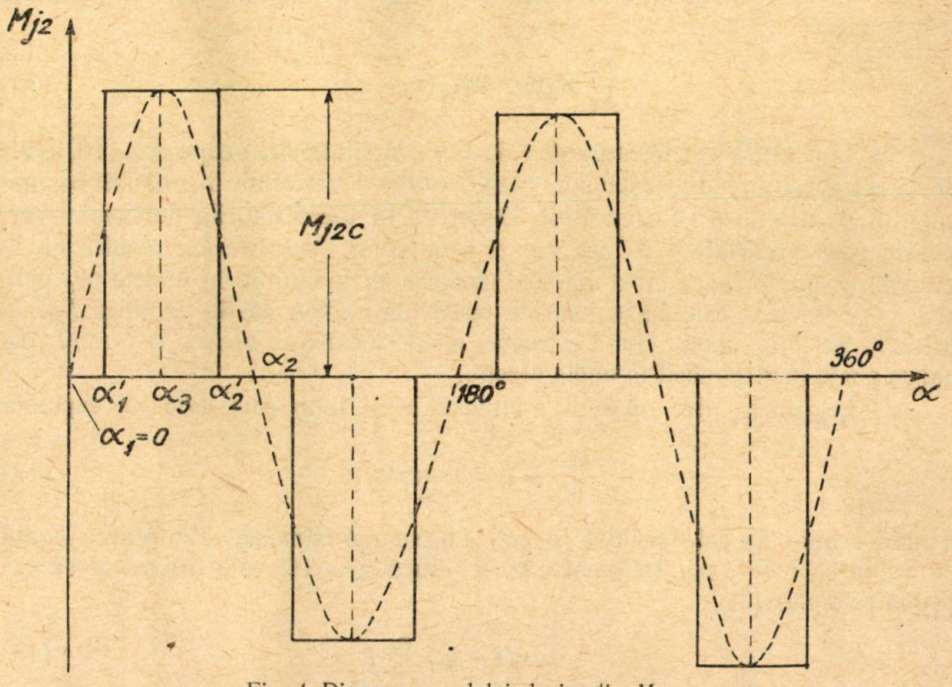


Fig. 4. Diagrama cuplului de inerție M_{j_2} :
simplificată, figurată cu linie continuă; exactă, figurată cu linie întreruptă.

b) Cuplul de inerție M are o formă periodică de variație, de forma celei din fig. 4, dată de expresia (6), în care funcția $d\theta/d\alpha$ se poate calcula folosind relațiile cunoscute pentru mecanismul bielă-manivelă. Însă, alune-

carea s este variabilă și curba de variație a acesteia se determină numai după rezolvarea ecuației mișcării. De aceea, în expresia (6) se introduce o alunecare constantă medie $s_m=0{,}05$. Erorile ce se obțin sînt mici chiar dacă alunecarea medie pentru motorul de acționare ales final este 0,1, respectiv dacă $s_N\cong 0{,}1$. Ori, în marea majoritate a cazurilor din practică alunecarea nominală s_N este sub 0,1.

Curba cuplului M_{j_2} poate fi înlocuită prin diagrama simplificată reprezentată în fig. 4 prin linie plină, folosind aceleași condiții ca și în cazul cuplului rezistent (paragraf 4 a), adică :

— cuplul constant M_{j_2c} să fie egal cu valoarea maximă din diagrama exactă ;

— egalitatea lucrurilor mecanice, obținute pe baza diagramelor exactă și simplificată, adică

$$\int_{\alpha_1}^{\alpha_2} M_{j_2}\mathrm{d}\alpha = M_{j_2c}(\alpha_2'-\alpha_1') \tag{15}$$

— poziția diagramei simplificate față de unghiul α_3, determinată din ecuația

$$\int_{\alpha_1}^{\alpha_3} M_{j_2}\mathrm{d}\alpha = M_{j_2c}(\alpha_3-\alpha_1') \tag{16}$$

c) Constanta electromecanică de timp, definită prin expresia (10), este în cazul mașinilor cu mecanism bielă-manivelă variabilă din cauză că momentul de inerție θ este variabil. Deoarece la toate tipurile de mașini cercetate partea variabilă θ_v are valori relativ mici față de θ_c, rezultă că în calcule se poate lucra cu o valoare medie a momentului de inerție θ_m, pentru care se va calcula constanta electromecanică medie de timp T_m. În schimb, variația lui θ_v fiind adeseori mare, termenul $\mathrm{d}\theta_v/\mathrm{d}\alpha$, respectiv M_{j_2}, nu se poate neglija decît la unele mașini.

d) Legătura între unghiul manivelei α și timp este dată de expresia

$$\frac{i\mathrm{d}\alpha}{\mathrm{d}t} = \Omega = (1-s)\,\Omega_0 . \tag{17}$$

Ținînd seama de cele arătate la pct. 4 b, se aproximează alunecarea egală cu valoarea medie s_m. În acest caz, legătura $\alpha=f_2(t)$ este liniară și se exprimă prin ecuația

$$\alpha = (1-s_m)\frac{\Omega_0}{i}\,t \tag{18}$$

Pe baza acestei legături, cunoscînd curbele de variație ale diferitelor mărimi în funcție de unghiul α, la o altă scară ele reprezintă variația în timp. În schimb, variația alunecării $\mathrm{d}s/\mathrm{d}t$ nu este voie să fie neglijată în calcule deoarece este relativ mare.

5. Metoda prezentată mai sus s-a aplicat la calculul acționării mai multor tipuri de mașini cu mecanism bielă-manivelă, existente în industrie, ale căror date s-au obținut prin măsurători. Rezultatele s-au comparat cu acelea obținute prin metoda mai exactă, bazată pe rezolvarea ecuației (7), pe cale grafico-analitică prin tatonări succesive, fără a face aproximațiile amintite la pct. 3. S-au făcut aprecieri și asupra volumului de calcule și a metodicei de proiectare. În continuare se prezintă rezultatele a două exemple de calcul.

Exemplul I. Se examinează cazul acționării unui gater vertical, cu deschiderea cadrului de 0,65 m și 275 curse duble/minut, la care se prelucrează bușteni de fag. S-a ales ca exemplu această mașină deoarece M_{j_2} este foarte mare.

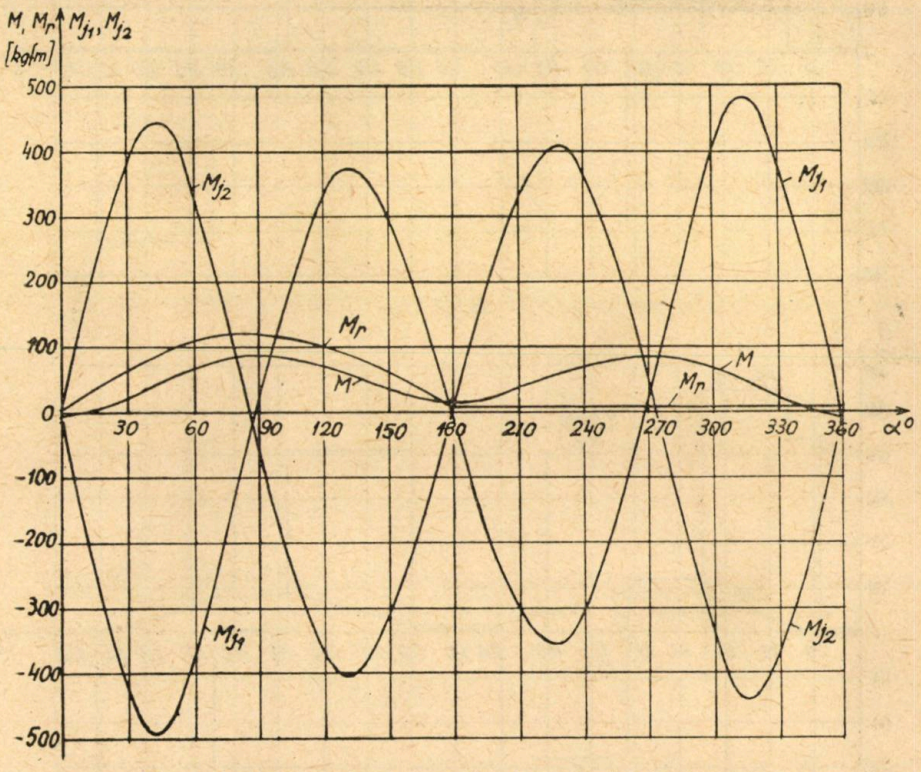


Fig. 5. Curbele exacte de variație ale cuplurilor la un gater.

Efectuînd calculele prin metoda grafico-analitică de tatonări succesive, s-au obținut curbele din fig. 5, din care a rezultat $M_e = 53{,}6$ kgfm și $\lambda_e = 1{,}572$.

Prin metoda simplificată, expusă în lucrare, s-au obținut diagramele din fig. 6, corespunzător unei constante de timp $T_m = 0{,}17$ s.

In fig. 6, *a* sînt reprezentate curbele $M_r(\alpha)$ și $M_{j_2}(\alpha)$ și anume cu linie întreruptă cele de bază iar cu linie continuă cele simplificate. În fig. 6, *b* este reprezentată curba rezultantă $M_r + M_{j_2} = f(\alpha)$ și curba cuplului motor $M(\alpha)$. Pe baza diagramelor simplificate s-au obținut $M'_e = 54{,}86$ kgfm și $\lambda'_e = 1{,}656$.

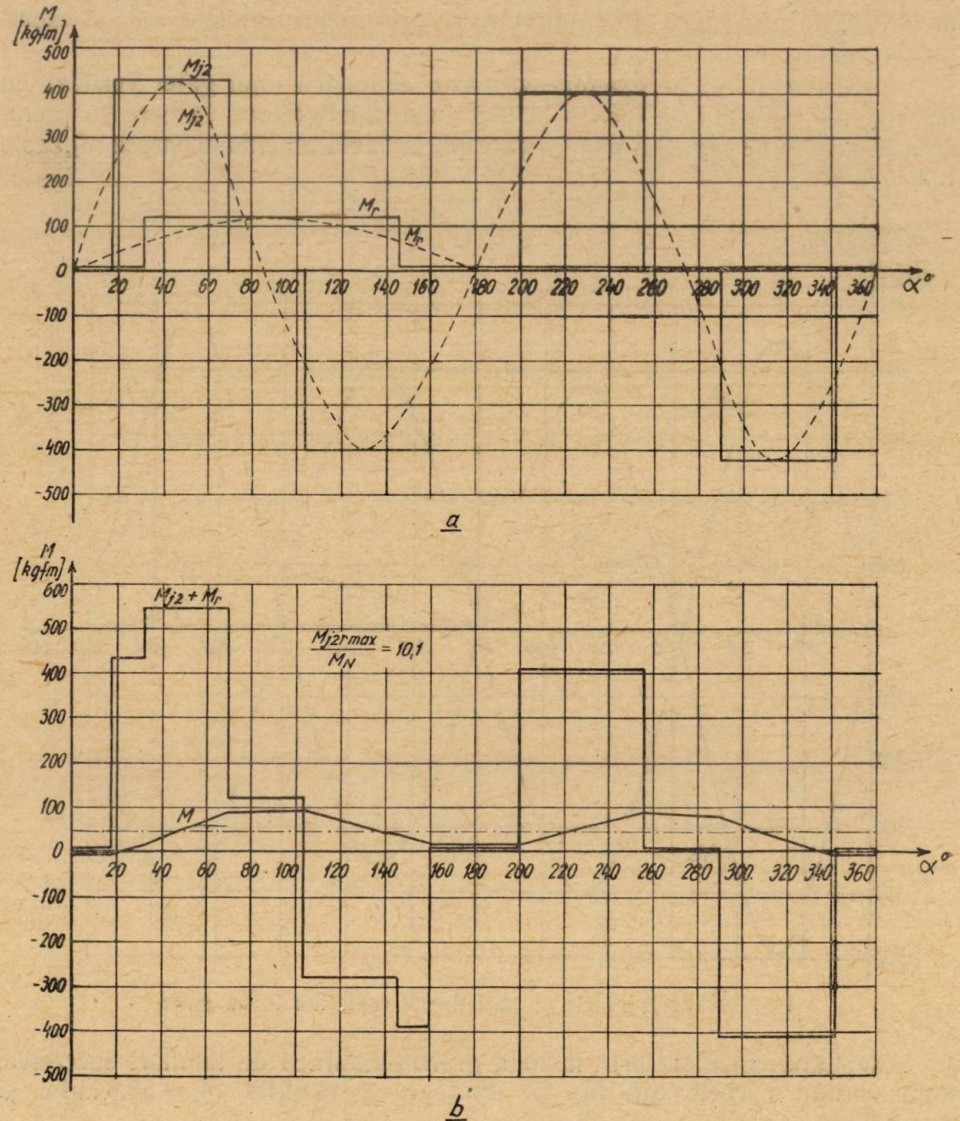


Fig. 6. Obținerea diagramelor simplificate la gater:

a — diagramele simplificate — linie continuă — și cele de bază — linie întreruptă; *b* — diagrama simplificată rezultantă $M_r + M_{j_2} = f(\alpha)$ și curba cuplului motor.

Calculînd abaterea, se obține pentru cuplul echivalent

$$E_M = 100\,\frac{M'_e - M_e}{M_e} = 2{,}35\%$$

și pentru raportul λ_e:

$$E_\lambda = 100\,\frac{\lambda'_e - \lambda_e}{\lambda_e} = 5{,}34\%.$$

Se observă că abaterile față de metoda exactă sînt relativ mici și acoperitoare. Trebuie precizat că partea cea mai mare din abaterea raportului λ'_e față de λ_e provine din faptul că s-a considerat caracteristica $M(s)$ a motorului dreaptă.

Prin considerarea în calcule a unei caracteristici naturale $M(s)$ liniare, se ajunge la valori cu atît mai mari pentru cuplul maxim cu cît caracteristica considerată se abate mai mult de la o linie dreaptă. Acest fapt reiese în mod evident din fig. 7, interpretată pentru cazul că cuplul de inerție M_{j_1} este mare față de cuplul dezvoltat de motor. Astfel, la aceeași alunecare maximă s_{max}, deci la aceeași energie cedată de volan, diferența $M_{max\,1} - M_{max\,2}$ este cu atît mai mare cu cît caracteristica 2 se abate mai mult față de caracteristica 1.

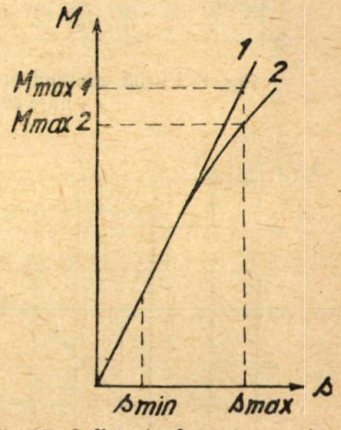


Fig. 7. Influența formei caracteristicii naturale a motorului asupra cuplului maxim.

Pentru comparație în fig. 8 s-au reprezentat curbele de variație ale cuplului motor, $M(\alpha)$, obținute prin :

— metoda exactă, cu linie întreruptă și
— metoda simplificată, cu linie continuă.

b) Exemplul II. Se examinează cazul acționării prin motor asincron a unui foarfece cu lame înclinate, construit pentru a tăia tablă din OL 38 cu dimensiunile maxime : lățimea 2 000 mm și grosimea 3 mm.

Cuplul de inerție M_{j_2} s-a neglijat în calcule, deoarece este mic.

In acest exemplu s-a considerat cazul extrem în care alunecarea nominală a motorului este foarte mare, și anume $s_N = 0{,}11$.

Curbele de variație ale cuplurilor M și M_r în funcție de unghiul α sînt reprezentate în fig. 9. Prin linie întreruptă s-au reprezentat curbele exacte, iar prin linie continuă cele obținute prin metoda simplificată. Pe baza lor s-au obținut următoarele rezultate :

$M_e = 2{,}87$ kgfm, $\lambda_e = 1{,}652$,

$M'_e = 2{,}86$ kgfm, $\lambda'_e = 1{,}735$,

$E_M = -0{,}3\%$, $E_\lambda = 5\%$.

6. În concluzie, prin aplicarea metodei simplificate prezentată în lucrare se obțin următoarele avantaje :

a) volumul de calcule se reduce într-o măsură considerabilă față de cazul că se lucrează cu metoda grafico-analitică bazată pe tatonări succesive; pe baza elaborării unui număr mare de variante de calcul s-a constatat că durata necesară efectuării lor se reduce de cel puțin zece ori;

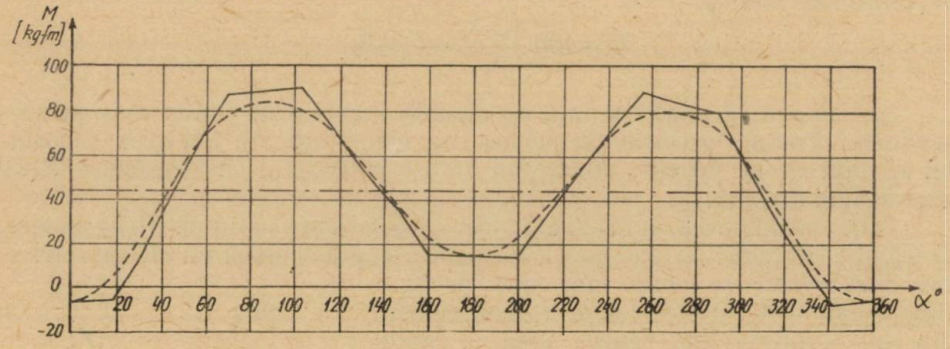


Fig. 8. Curba cuplului motor la gater obținută pe baza diagramei simplificate — linie continuă — și exactă — linie întreruptă.

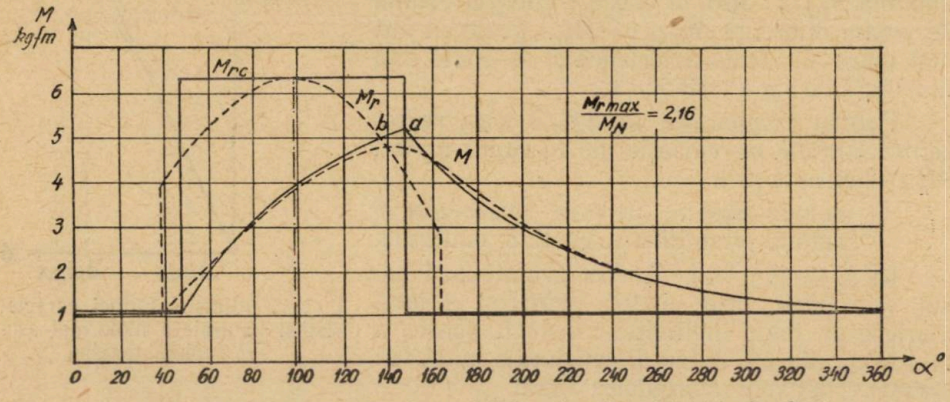


Fig. 9. Curbele de variație ale cuplului motor și rezistent la foarfecă:
metoda simplificată — linie plină — metoda exactă — linie întreruptă.

b) se elimină încercările arbitrare efectuate pentru calculul datelor principale ale motorului de acționare (M_N, s_N, Ω_0) și a momentului de inerție a volanului; devine posibilă alegerea simplă a celei mai corespunzătoare soluții pentru acționare.

BIBLIOGRAFIE

1. Mikloși C., Brașovan M., *Curs de acționări electromecanice*, Litografia învățământului, Timișoara, 1959.
2. Попов В. К., *Основы электропривода*, Госэнергоиздат, Москва, 1951.
3. Чиликин М. Г., Общий курс электропривода, Издание второе, Государственное энергетическое Издательство, Москва, 1953.

4. Морозов Д. П., *Основы электропривода*, Госэнергоиздат, Москва, 1949.
5. Brașovan, M., Seracin E., Bogoevici N., *Acționări electrice. Probleme și aplicații industriale*, Editura Tehnică, București, 1960.
6. Brașovan Mihai, *Contribuțiuni cu privire la dimensionarea motorului de acționare și a volanului la instalații care produc încărcări sub formă de șocuri repetate*, dizertație, Timișoara, 1961.
7. Heiler L. B., Eine neue, allgemeine Methode für die Berechnung der Stossantriebe mit Schwungmassen, Elektrotechnik und Maschinenbau, Heft 5, 1961.
8. Leonhard A., *Elektrische Antriebe*, Ferdinand Enke Verlag, Stuttgard, 1959.
9. Seracin E., Văzdăuțeanu, V., Contribuțiuni la problema acționării războaielor de țesut, Bul. șt. și tehnic al I.P.T., tom. 3/17, 1958.

УПРОЩЕННЫЙ МЕТОД РАСЧЕТА ЭЛЕКТРОПРИВОДА КРИВОШИПНО-ШАТУННЫХ МАШИН

(РЕЗЮМЕ)

В случае кривошипно-шатунных механизмов, особенно тогда когда нельзя пренебречь силами инерции определяемыми массами находящимися в переменном движении, расчет приводного электродвигателя и маховика сложны, трудоемки и требуют ряда испытаний для выбора окончательного решения.

В работе предлагается новый метод расчета приводного электродвигателя и маховика для кривошипно-шатунного механизма, основанный на построении упрощенных рабочих диаграмм.

Применение этого метода на много упрощает расчеты и исключает произвольные испытания, которые производились для расчета привода.

MÉTHODE SIMPLIFIÉE POUR LE CALCUL DE L'ENTRAÎNEMENT ÉLECTRIQUE DES MACHINES À MÉCANISME BIELLE-MANIVELLE

(RÉSUMÉ)

Pour les machines à mécanisme bielle-manivelle-surtout si l'on ne peut pas négliger les forces d'inertie déterminées par les masses en mouvement alternatif — les calculs pour l'établissement de la puissance du moteur électrique d'entraînement et du moment d'inertie du volant sont compliqués, réclament beaucoup de temps et nécessitent une série d'épreuves pour le choix de la solution finale.

Dans ce travail on propose une nouvelle méthode pour le choix du moteur électrique d'éntraînement et du volant pour les machines à mécanisme bielle-manivelle. Cette méthode est basée sur la construction de certains diagrammes de fonctionnement simplifiés.

En appliquant cette méthode, on simplifie beaucoup les calculs et on élimine les essais arbitraires effectués pour le choix de l'entraînement.

DESPRE UNELE REGIMURI ȘI RELAȚII DUALE LA UN CUADRIPOL

DE

C. ȘORA

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

1. În electrotehnică se întîlnesc relații referitoare la circuite electrice liniare, care au aceeași formă matematică, deși ele conțin mărimi diferite, cu observația însă că, între mărimile respective există o anumită corespondență. Se menționează de exemplu următoarele perechi de mărimi corespondente:

$$\downarrow \begin{vmatrix} r & L & Z & i & \omega \\ g & C & Y & u & \omega \end{vmatrix} \uparrow$$

Mărimile corespondente care formează cîte o pereche (r și g; L și C etc.) se numesc *mărimi duale*. Două relații care se transformă reciproc una în cealaltă la înlocuirea tuturor mărimilor ce intervin în fiecare dintre ele prin mărimile duale corespunzătoare, se numesc *relații duale*. Relațiilor duale le corespund *scheme duale*. La schemele duale se mai constată următoarele corespondențe: legarea în serie și legarea în paralel; noduri și ochiuri etc. Schemele duale au proprietăți analoage.

Importanța practică a principiului dualității constă în faptul că, plecînd de la o grupă de relații și scheme se poate stabili pe o cale simplă o nouă grupă de relații și scheme (relațiile și schemele duale), care sînt în general de aceeași valoare. Se poate însă întîmpla ca anumite proprietăți ale circuitelor electrice să poată fi mai ușor urmărite pe baza relațiilor și schemelor duale. De aceea, este util să se pună problema de a cunoaște relația și schema dual corespunzătoare unei relații și scheme date.

2. În lucrări anterioare [2, 3], autorul a introdus în studiul cuadripolului un sistem de parametri definit pe baza alimentării cuadripolului pe la ambele capete, în condiții particulare. Acești parametri sînt admitanțele echivalente la cele două perechi de borne ale cuadripolului, atunci cînd cuadripolul care se studiază este alimentat pe la ambele capete cu tensiuni egale, în fază și în opoziție. Dacă se notează cu

$$\mathbf{k}_u = \frac{\mathfrak{U}_2}{\mathfrak{U}_1} = k_u e^{j\alpha_u}. \qquad (1)$$

raportul complex al tensiunilor de alimentare, condițiile de alimentare care definesc acest regim de încercare sînt : $k_u = 1$ (tensiuni egale și în fază) și $k_u = -1$ (tensiuni egale și în opoziție). Notînd cu $(y_1)_1$ și $(y_2)_1$ admitanțele echivalente la cele două capete pentru $k_u = 1$ și $(y_1)_{-1}$ și $(y_2)_{-1}$ admitanțele echivalente pentru $k_u = -1$, pentru matricea admitanță se obțin expresiile

$$\|y\| = \begin{Vmatrix} \frac{(y_1)_{-1}+(y_1)_1}{2} & -\frac{(y_1)_{-1}-(y_1)_1}{2} \\ \frac{(y_2)_{-1}-(y_2)_1}{2} & -\frac{(y_2)_{-1}+(y_2)_1}{2} \end{Vmatrix}. \tag{2}$$

Se relevă simplicitatea matricei admitanță. Condițiile de reciprocitate devin în acest caz

$$(y_1)_{-1}-(y_1)_1 = (y_2)_{-1}-(y_2)_1 . \tag{3}$$

În prezenta lucrare ne propunem să analizăm regimul de încercare dual și în legătură cu acesta, relațiile și rezultatele mai importante obținute pe baza lui.

3. Regimul de încercare dual se stabilește plecînd de la raportul curenților,

$$k_i = \frac{\mathcal{I}_2}{\mathcal{I}_1} = k_i e^{j\alpha_i} . \tag{4}$$

Tensiunilor egale, în fază și în opoziție le corespund curenți egali, în fază ($k_i = 1$) și în opoziție ($k_i = -1$). Admitanțelor echivalente $(y_1)_1$, $(y_2)_1$ și $(y_1)_{-1}$ și $(y_2)_{-1}$ le corespund impedanțele echivalente $(z_1)_1^*$, $(z_2)_2^*$ pentru $k_i = 1$ și impedanțele echivalente $(z_1)_{-1}^*$, $(z_2)_{-1}^*$ pentru $k_i = -1$.

Dacă parametri introduși pe baza regimului inițial conduc la expresii simple pentru elementele matricei admitantă, parametri regimului dual sînt avantajoși pentru exprimarea elementelor matricei impedentă.

Ecuațiile cuadripolului alimentat pe la ambele capete sînt

$$\begin{aligned} \mathcal{U}_1 &= z_{11}\mathcal{I}_1 + z_{12}\mathcal{I}_2 \\ \mathcal{U}_2 &= -z_{21}\mathcal{I}_1 - z_{22}\mathcal{I}_2 \end{aligned} \tag{5}$$

de unde

$$\begin{aligned} z_1 &= z_{11} + k_i z_{12} \\ z_2 &= -z_{22} - \frac{1}{k_i} z_{21} . \end{aligned} \tag{6}$$

Pentru $k_i = 1$, adică curenți egali și în fază, din relațiile (6) se obține

$$\begin{aligned} (z_1)_1^* &= z_{11} + z_{12} \\ (z_2)_1^* &= -z_{22} - z_{21} \end{aligned} \tag{7}$$

iar pentru $k_i = -1$, adică curenți egali și în opoziție, avem

$$\begin{aligned} (z_1)_{-1}^* &= z_{11} - z_{12} \\ (z_2)_{-1}^* &= -z_{22} + z_{21} . \end{aligned} \tag{8}$$

Din relațiile (7) și (8), pentru matricea impedanță se obține expresia

$$\|z\| = \begin{Vmatrix} \frac{(z_1)^*_{-1}+(z_1)^*_1}{2} & -\frac{(z_1)^*_{-1}-(z_1)^*_1}{2} \\ \frac{(z_2)^*_{-1}-(z_2)^*_1}{2} & -\frac{(z_2)^*_{-1}+(z_2)^*_1}{2} \end{Vmatrix} \tag{9}$$

iar pentru condiția de reciprocitate rezultă

$$(z_1)^*_{-1}-(z_1)^*_1=(z_2)^*_{-1}-(z_2)^*_1. \tag{10}$$

Se observă forma asemănătoare a relațiilor duale (8), (10) și (2), (3).

Expresii și rezultate duale se obțin și în legătură cu schemele echivalente. Este suficient în acest scop ca să se înlocuiască mărimile $(y_1)_1$, $(y_1)_{-1}$, $(y_2)_1$ și $(y_2)_{-1}$ prin mărimile duale corespunzătoare $(z_1)^*_1$, $(z_1)^*_{-1}$, $(z_2)^*_1$ și $(z_2)^*_{-1}$.

Din cele expuse rezultă că parametri introduși pe baza regimului dual $(z_1)^*_1$, $(z_1)^*_{-1}$, $(z_2)^*_1$ și $(z_2)^*_{-1}$ prezintă în principiu aceleași caracteristici, adică avantaje și dezavantaje, ca și parametri introduși pe baza regimului de încercare inițial.

Pentru ai putea compara este necesar să ne referim și la determinarea lor pe cale experimentală. Sub acest aspect, mărimile introduse pe baza regimului dual sînt mai dezavantajoase. Aceste mărimi se pot practic determina pe cale experimentală numai pentru circuite cuadripolare care prezintă cuplaje magnetice (de tipul transformător), în timp ce parametri definiți de regimul de încercare inițial pot fi determinați principial pentru orice cuadripol.

4. Este interesant de relevat rezultatul care se obține determinînd impedanțele echivalente globale: $(z_1)^*_1+(z_2)^*_1=(z_{1+2})^*_1$ pentru $k_l=1$ și $(z_1)^*_{-1}+(z_2)^*_{-1}=(z_{1+2})_{-1}$ pentru $k_l=-1$. Din relațiile (7) și (8) se obține

$$\begin{aligned}(z_{1+2})^*_1 &= z_{11}-z_{22}-(-z_{12}+z_{21}) \\ (z_{1+2})^*_{-1} &= z_{11}-z_{22}+(-z_{12}+z_{21})\end{aligned} \tag{11}$$

Ținînd seama că $z_{11}=z_{10}$ și $-z_{22}=z_{20}$ unde z_{10} și z_{20} sînt impedanțele la mersul în gol și de faptul că în cazul circuitelor reciproce $z_{21}=-z_{12}=z_{m0}$ relațiile (11) devin

$$\begin{aligned}(z_{1+2})^*_1 &= z_{10}+z_{20}-2z_{m0} \\ (z_{1+2})^*_{-1} &= z_{10}+z_{20}+2z_{m0}\end{aligned} \tag{12}$$

de unde, pentru admitanța transfer în gol se obține expresia

$$z_{m0}=\frac{(z_{1+2})^*_{-1}-(z_{1+2})^*_1}{4}. \tag{13}$$

Această relație este dual relației

$$y_{mk}=\frac{(y_{1+2})_{-1}-(y_{1+2})_1}{4} \tag{14}$$

unde y_{mk} este admitanţa mutuală în scurtcircuit, iar $(y_{1+2})_1$ şi $(y_{1+2})_{-1}$ corespund parametrilor regimului de încercare iniţial.

În legătură cu relaţia (13) se poate face remarca că ea este întîlnită în măsuri electrice pentru determinarea inductivităţii mutuale a două circuite cuplate magnetic. Noi am găsit acest rezultat ca un caz particular.

5. In cazul cuadripolilor reciproci şi simetrici există numai doi parametri independenţi : $(z)_1^*$ şi $(z)_{-1}^*$. Se arată că în acest caz aceşti parametri reprezintă tocmai impedanţele corespunzătoare admitanţelor echivalente $(y)_1$ şi $(y)_{-1}$, cu alte cuvinte ambele regimuri de încercare definesc în acest caz aceeaşi parametri.

BIBLIOGRAFIE

1. R. Feldkeller, *Vierpoltheorie*, S. Hirzel, Leipzig 1943.
2. C. Şora, *Admitanţele echivalente ale cuadripolilor alimentaţi pe la ambele capete*. Disertaţie, Bucureşti 1961.
3. C. Şora, Contribuţie privind schemele echivalente pentru cuadripolii pasivi. Bul. ştiinţific şi tehnic al I.P.T. 3 (17) — 1958.

О НЕКОТОРЫХ РЕЖИМА И ДУАЛЬНЫХ СООТНОШЕНИЯХ ЧЕТЫРЕХПОЛЮСНИКА

(РЕЗЮМЕ)

В предыдущей работе автор ввел в изучение четырехполюсника систему параметров полученную путем питания четырехполюсника с обеих сторон одинаковыми напряжениями по фазе и противофазе. В настоящей работе ставится вопрос изучения режима дуального испытания. Анализируются возможности применения расмотренного режима дуального испытания.

SUR CERTAINS REGIMES ET RELATION DUALES D'UN QUADRIPOLE

(RESUME)

Dans quelques travaux anterieurs l'auteur a introduit dans l'étude du quadripôle un système de parametres obtenu par l'alimentation du quadripôle par les deux bonts avec des tensions egales, en phase et en opposition.

Dans ce travail, en étudié le regime d'essai duale.

On y analyse les posibilites d'application du cet regime d'essai étudié.

INFLUENȚA AȘEZĂRII NESIMETRICE A ELECTROZILOR HALL, ASUPRA TENSIUNII GENERATORULUI HALL

DE

C. ȘORA și A. HELER

Lucrare prezentată la sesiunea științifică de electrotehnică pe țară, de la Institutul Politehnic București, din 17—19 decembrie 1962

1. SCOPUL LUCRĂRII

În construcții obișnuite, electrozii Hall se găsesc într-un plan transversal, care imparte placa semiconductoare, după direcție longitudinală, în două jumătăți simetrice. În fig. 1 electrozii circuitului de comandă sînt notați cu *1* și *2*, iar electrozii Hall cu *3* și *4*.

Să presupunem însă că electrozii Hall s-ar găsi într-un alt plan transversal, care nu mai este simetric față de electrozii de comandă (de exemplu electrozii *3′* și *4′* sau *3″* și *4″* din fig. 1). Se pune întrebarea dacă tensiunea Hall considerată între electrozii *3′* și *4′*, *3″* și *4″* sau într-o altă combinație diferă sau nu de tensiunea Hall dintre electrozii *3* și *4*. Referirile din literatură în legătură cu această problemă, îndeosebi în ceea ce privește partea experimentală, sînt foarte puține.

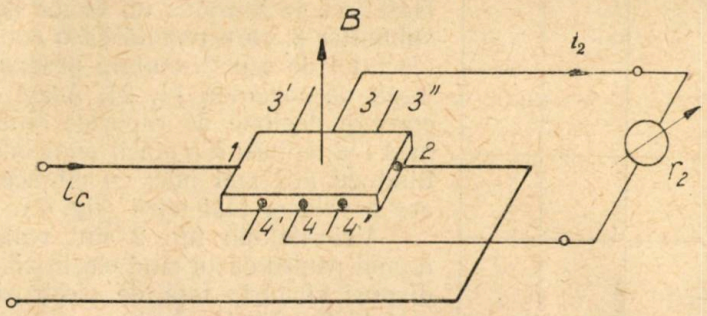


Fig. 1. Generatorul Hall.

Scopul prezentei lucrări este de a pune în evidență, pe cale experimentală, influența pe care o are așezarea nesimetrică a electrozilor Hall, asupra tensiunii generatorului Hall și prin aceasta implicit, variația tensiunii Hall după direcție longitudinală. Problema se analizează pentru diferite

tipuri de electrozi de comandă, folosind plăci semiconductoare din Ge şi InSb.

Prezenta lucrare constituie o cercetare experimentală premergătoare unui studiu teoretic şi experimental mai larg care se efectuează în cadrul catedrei de Electrotehnică de la Institutul Politehnic Timişoara, privind soluţia problemei cîmpului la generatorul Hall. Problema prezintă importanţă pe de o parte în legătură cu cunoaşterea generatorului Hall, iar pe de altă parte în legătură cu realizarea unor dispozitive cu generator Hall, în diferite aplicaţii tehnice.

În ipoteza că placa semiconductoare are o lungime foarte mare în raport cu lăţimea, t.e.m. Hall, egală ca valoare cu tensiunea la borne la funcţionarea în gol a generatorului are expresia cunoscută

$$U_{h_0} = C_H \cdot \frac{1}{d} \cdot B \cdot i_c \qquad (1)$$

în care :

C_H este constantă Hall a materialului semiconductor folosit, m^3/AS ;
d — grosimea plăcii semiconductoare, m ;
i_c — curentul în circuitul de comandă, A ;
B — inducţia magnetică, Wb/m^2.

În aplicaţiile tehnice, placa semiconductoare este de formă dreptunghiulară, iar raportul dintre lungimea şi lăţimea plăcii are în mod obişnuit valori în jur de 2. De asemenea, pentru a putea lucra cu curenţi de comandă mai mari, electrozii Hall se lipesc pe întreaga lăţime a plăcii semiconductoare. Datorită în principal acestor particularităţi constructive, t.e.m. Hall nu poate fi calculată din rel. 1, fiind necesar să se introducă un factor de corecţie. În literatură se menţionează că, în cazul electrozilor de comandă plini, adică atunci cînd lipiturile sînt efectuate pe întreaga lăţime a plăcii, în expresia t.e.m. Hall trebuie introdus un factor de corecţie subunitar β, care rezultă ca o consecinţă a efectului de scurtcircuitare produs de electrozii de comandă [1, 2]. Acest factor de corecţie depinde de raportul dintre lungimea l şi lăţimea b a plăcii semiconductoare, fiind cu atît mai mic, cu cît acest raport are o valoare mai mică (fig. 2).

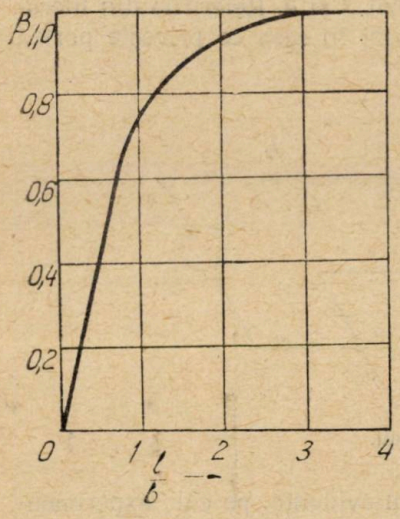


Fig. 2. Variaţia factorului de corecţie β cu raportul $\frac{l}{b}$.

Valorile din fig. 2 sînt valabile însă numai pentru cazul cînd electrozii Hall sînt dispuşi simetric faţă de electrozii de comandă. Relaţia (1) devine

$$U_{h_0} = \left(\beta C_H \frac{1}{d}\right) B \cdot i_c \qquad (2)$$

care se pune obişnuit sub formă

$$U_{h_0} = C_0 B i_c \qquad (3)$$

unde C_0 este „sensibilitatea în gol" a generatorului Hall. Se poate menționa că acest factor mai depinde în general și de forma electrozilor Hall și eventual, într-o măsură oarecare de inducția magnetică [2, 7].

În literatură există și unele referiri teoretice în legătura cu variația t.e.m. după direcția longitudinală [5].

Pentru electrozii de comandă punctiformi există în literatură mențiunea că așezarea electrozilor Hall, după direcția longitudinală ar fi indiferentă [4].

2. SEPARAREA COMPONENTELOR CARE INTERVIN IN EXPRESIA TENSIUNII DE IEȘIRE A GENERATORULUI HALL. METODĂ DE CALCUL

La acest punct vom analiza problemele pe care le ridică măsurarea tensiunii Hall și vom stabili metoda de cercetare.

Se știe din activitatea practică că, este foarte greu să se realizeze așezarea simetrică a electrozilor Hall față de electrozii de comandă. Din această cauză, între electrozii Hall apare o diferență de potențial $(V_{c_3}-V_{c_4})$ proporțională cu curentul de comandă, chiar în lipsa inducției magnetice. Această diferență de potențial se numește și tensiune de zero.

La funcționarea în gol a generatorului Hall, tensiunea la bornele de ieșire are expresia

$$U_{2_0}=U_{h_0}+(V_{c_3}-V_{c_4})=C_0BI_c+(V_{c_3}-V_{c_4}) \tag{4}$$

Vom presupune în continuare un cîmp magnetic omogen, constant în timp și curent de comandă continuu. Pentru măsurarea tensiunii se folosește un galvanometru sau milivoltmetru, care constituie sarcina generatorului Hall. Notînd cu r_2 rezistența galvanometrului și cu r_{2i} rezistența interioară a plăcii semiconductoare (corespunzătoare circuitului Hall, la inducția magnetică considerată), se poate scrie în acest caz relația :

$$i_h(r_{2i}+r_2)=C_0BI_c+(V_{c_3}-V_{c_4}). \tag{5}$$

Dacă se notează cu U_2, tensiunea măsurată cu ajutorul galvanometrului (milivoltmetrului), adică $U_2=i_hr_2$ și cu ΔU, tensiunea de zero, deci $\Delta U=(V_{c_3}-V_{c_4})$ relația (5) devine

$$U_2=C_0BI_c+\Delta U-i_hr_{2i} \tag{6}$$

Deoarece tensiunea de zero poate fi în același sens sau în sens contrar cu t.e.m. Hall, în relația (6) se va ține seama de acest fapt considerînd fiecare dintre cele două tensiuni cu semnul său.

Din relația (6) rezultă că, în expresia tensiunii de ieșire, pe care o măsurăm, intervin trei componente :

— tensiunea electromotoare Hall, $U_{h_0}=C_0BI_c$;

— diferența de potențial, $\Delta U=(V_{c_3}-V_{c_4})$ datorită curentului de comandă ;

— căderea de tensiune interioară, i_hr_{2i}.

În cele ce urmează nu ne interesează tensiunile parazite care pot apare în tensiunea de ieșire. Astfel, este posibil ca între electrozii Hall să apară o diferență de temperatură. Aceasta dă naștere la o nouă tensiune suplimentară, denumită și tensiunea „termică". Metoda de determinare a acestor componente este cunoscută în literatură și este relativ simplă [7]. În încercările efectuate nu am constatat prezența acestui efect.

Dintre acești trei termeni cel mai simplu de determinat este căderea de tensiune interioară $i_h r_{2i}$, deoarece curentul i_h este măsurat de galvanometru, iar rezistența interioară r_{2i} se determină în prealabil pe cale experimentală pentru inducția magnetică considerată. Acest termen ar putea rezulta și prin măsurarea tensiunii de ieșire printr-o metodă de compensație, cînd i_h fiind egal cu zero, termenul se elimină. În cele mai multe cazuri însă, rezistența interioară r_{2i} este neglijabilă față de rezistența galvanometrului (inclusiv rezistența adițională) astfel că, nu se ține seama de căderea de tensiune $i_2 r_{2i}$. În această situație ne vom încadra și noi la partea experimentală.

În ceea ce privește tensiunea de zero ΔU, s-ar părea la prima vedere că ar fi suficient să se determine acest termen pentru $B=0$, cînd $U_h=0$ și să se țină seama de valoarea găsită la calculul t.e.m. Hall din rel. (6). Această metodă este legată însă de erori, deoarece diferența de potențial ΔU variază cu inducția magnetică, la același curent de comandă, ca urmare a faptului că rezistența electrică a materialului semiconductor depinde de inducția magnetică. Această variație este mai mică la germaniu, însă ea devine mare în cazul aliajelor semiconductoare intermetalice (InSb, InAs). În fig. 3 este arătată de exemplu variația raportului $\zeta_r = r(B)/r(o)$ în funcție de inducția magnetică, pentru o plăcuță din InSb (curba *a*) și una din germaniu (curba *b*). Trebuie menționat că variația rezistenței materialului semiconductor cu inducția depinde de forma plăcii. Cu cît raportul dintre lungimea și lățimea plăcii este mai mic, variația rezistenței cu inducția magnetică este mai mare.

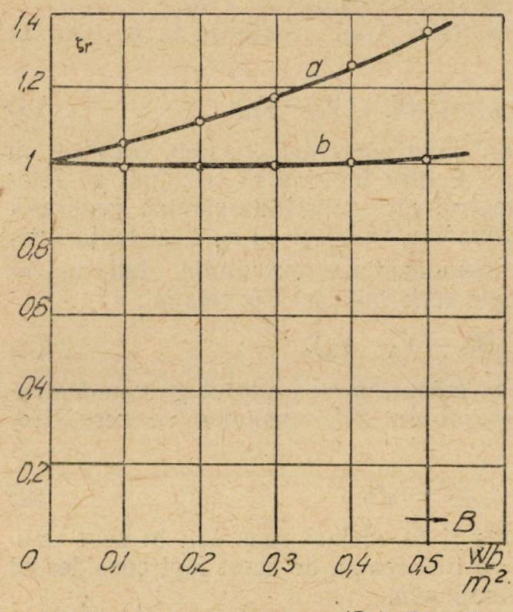


Fig. 3. Variația raportului $\zeta_r = r_i(B)/r_i(0)$ în funcție de inducția magnetică, pentru o placă din InSb (curba a) și una din Ge (curba b).

Ca urmare a celor menționate se pune problema de a găsi o metodă de separare a componentelor care intervin în expresia tensiunii de ieșire (rel. 6), care să poată fi aplicată independent de felul cum variază fiecare

componentă în funcție de diferiți parametri. În cele ce urmează nu ne vom referi la căderea de tensiune interioară, $i_h r_{2l}$, pe care o considerăm neglijabilă. În situația că această ipoteză nu mai este adevărată, acest termen se poate determina separat, așa cum s-a arătat.

Există două posibilități pentru rezolvarea acestei probleme.

a) Pentru o anumită inducție magnetică și un anumit curent de comandă, se măsoară tensiunea U_2' la bornele de ieșire. Menținînd curentul de comandă neschimbat, se schimbă apoi sensul cîmpului magnetic păstrînd însă valoarea pe care a avut-o la prima măsurare. Tensiunea de ieșire care rezultă în acest caz, o notăm cu U_2''. Prin operația efectuată, t.e.m. Hall își menține valoarea însă își schimbă sensul. În ceea ce privește tensiunea de zero, aceasta rămîne neschimbată.

Se poate deci scrie,

$$U_2' = C_0 B i_c + \Delta U$$

$$U_2'' = -C_0 B i_c + \Delta U. \tag{7}$$

Din relațiile (7), rezultă imediat

$$C_0 B i_c = \frac{U_2' - U_2''}{2} \tag{8}$$

$$\Delta U = \frac{U_2' + U_2''}{2}. \tag{9}$$

În relațiile (8) și (9), tensiunile U_2' și U_2'' se introduc cu semnele care rezultă din măsurătoare.

Repetînd măsurătoarea pentru diferite inducții magnetice, se pot trasa curbele din fig. 4, pentru perechea de electrozi Hall considerată. Curba din fig. 4 corespunde unei plăci semiconductoare din InSb ($l/b = 2{,}25$). Se relevă variația relativ mare a diferenței de potențial ΔU cu inducția magnetică. Pentru o altă pereche de electrozi, se pot trasa în mod analog curbele menționate.

b) Se schimbă atît sensul cîmpului magnetic cît și sensul curentului de comandă, păstrîndu-se valorile neschimbate. În acest caz, t.e.m. Hall rămîne în același sens, iar tensiunea de zero își schimbă sensul. Notînd cu U_2''' tensiunea de ieșire care rezultă în acest caz se poate scrie

$$U_2' = C_0 B i_c + \Delta U$$

$$U_2''' = C_0 B i_c - \Delta U \tag{10}$$

Din relațiile (10) rezultă

$$C_0 B i_c = \frac{U_2' + U_2'''}{2} \tag{11}$$

$$\Delta U = \frac{U_2' - U_2'''}{2}. \tag{12}$$

În scopuri practice, ambele metode se aplică la fel de simplu. În literatură se indică și o metodă de separare a componentelor în curent alternativ, în care curentul de comandă are o frecvență, iar inducția magnetică o altă frecvență [1]. Metoda necesită un aparataj electronic destul de pretențios.

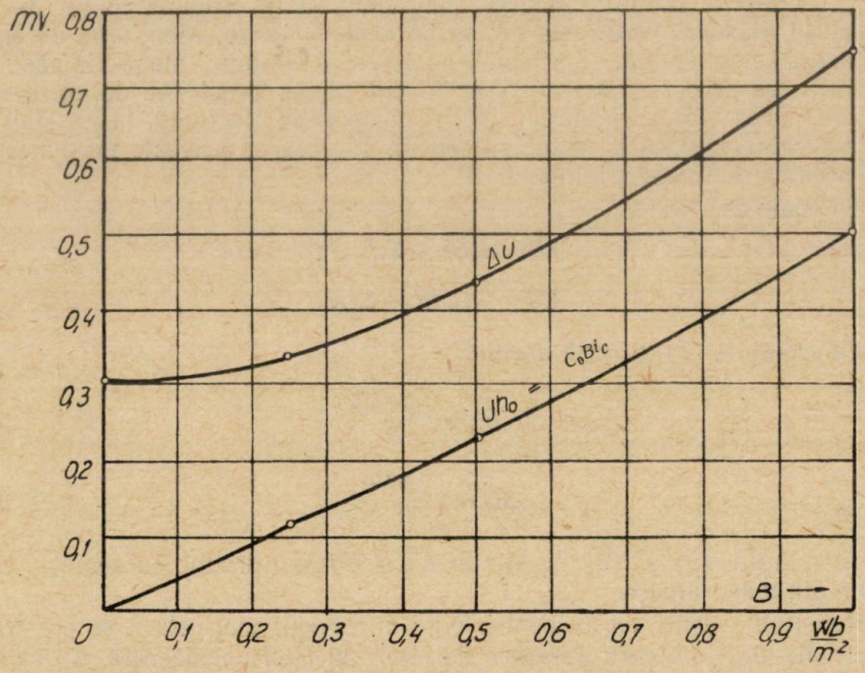


Fig. 4. Variația t.e.m. Hall C_0Bi_c și a tensiunii de zero ΔU, în funcție de inducție magnetică, pentru un curent de comandă constant, la o placă din InSb.

3. REZULTATE EXPERIMENTALE

Încercările experimentale au fost efectuate pe un număr mare de plăci semiconductoare din germaniu și InSb, de diferite dimensiuni. Plăcile erau prevăzute cu mai multe perechi de electrozi Hall, variind între (3—9) și dispuse în diferite planuri transversale. O grijă deosebită a fost acordată lipirii electrozilor, astfel încît să nu rezulte rezistențe de contact neliniare (contacte redresoare). Această problemă se pune mai ales la germaniu. Pentru obținerea cîmpului magnetic s-a folosit un circuit magnetic dimensionat corespunzător.

Pentru a putea urmări influența formei electrozilor de comandă asupra tensiunii Hall, s-au realizat trei tipuri de plăci semiconductoare Hall (tipurile A, B, C) și anume (fig. 5):

a) tipul A: ambii electrozi de comandă lipiți pe întreaga lățime a plăcii (fig. 5 *a*).

b) tipul B : un electrod de comandă lipit pe întreaga lățime a plăcii, iar celălalt punctiform (fig. 5 *b*).

c) tipul C : ambii electrozi de comandă punctiformi (fig. 5 *c*).

În continuare prezentăm rezultate experimentale, pentru cîteva dintre exemplarele încercate.

În fig. 6 este arătată variația tensiunii Hall după direcție longitudinală, pentru plăci semiconductoare de tipul A, executate din germaniu (fig. 6 *a*) și InSb (fig. 6 *b*). Curbele au fost ridicate la diferite inducții magnetice. Lungimea plăcii (dimensiunea după direcția longitudinală) corespunde intervalului (0—1) după abscisă. Dacă electrozii Hall care constituie o pereche nu cad în același plan transversal, ca abscisă se ia distanța medie.

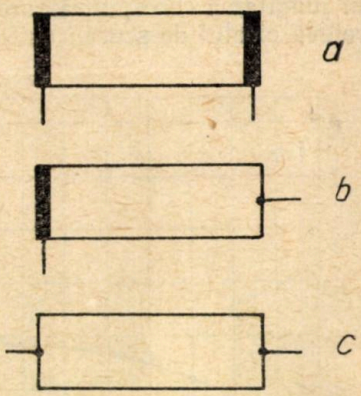
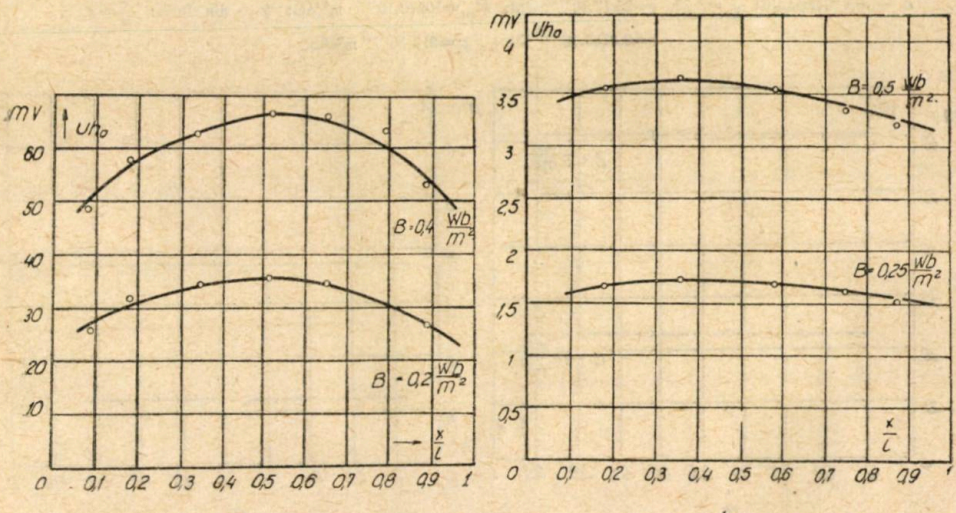


Fig. 5. Tipuri de plăci semiconductoare pentru generatorul Hall : *a* — tipul A ; *b* — tipul B ; *c* — tipul C.

Se observă din fig. 6 că, tensiunea Hall scade spre extremități într-o măsură destul de mare. Această variație poate fi pusă în legătură cu efectul de scurtcircuitare produs de electrozii de comandă. În ceea ce privește influența materialului semiconductor concluziile ar fi concludente numai dacă plăcile semiconductoare din materiale diferite ar avea aceleași dimensiuni.

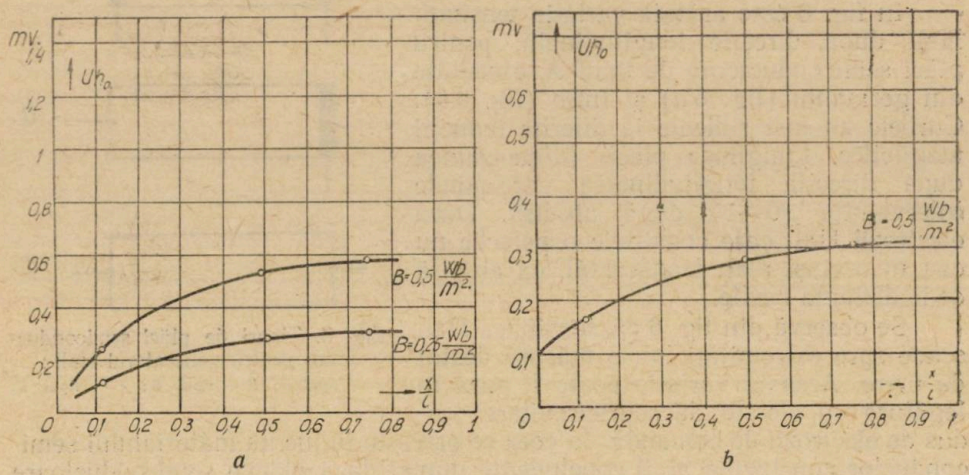


a *b*

Fig. 6. Variația tensiunii Hall, după direcție lonigtudinală, pentru plăci semiconductoare de tipul A :

a — din Germaniu : $\frac{l}{b}=3{,}83$, $\varrho=9{,}8635\times10^{-2}$ Ωm, $R_H=28300.10^{-6}$ m³/AS ; *b* — din InSb : $\frac{l}{b}=4{,}92$, $\varrho=0{,}0093\times10^{-2}$ Ωm, $R_H=280.10^{-6}$ m³/AS.

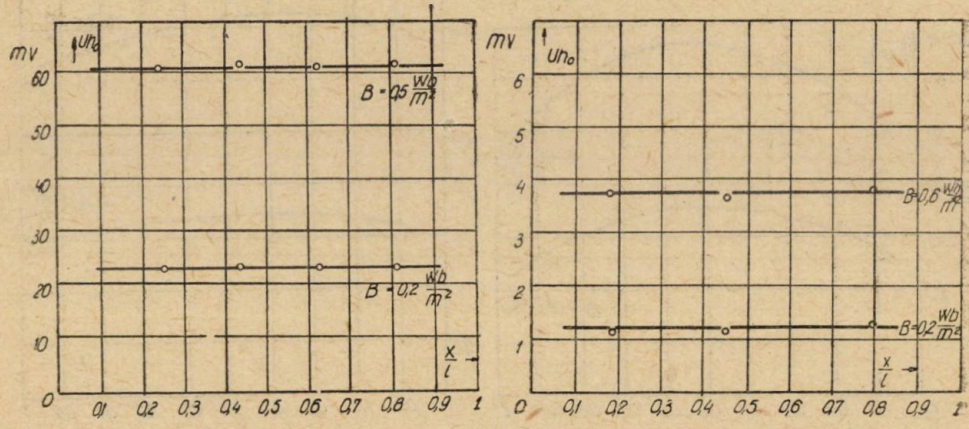
În cazul plăcilor semiconductoare de tipul B variația tensiunii Hall este arătată în fig. 7, pentru o placă semiconductoare din germaniu (fig. 7 *a*) și din InSb (fig. 7 *b*). Se observă că tensiunea Hall are o variație mai mare în jumătatea corespunzătoare electrodului lipit pe întreaga lățime, fapt care relevă efectul de scurtcircuitare produs de electrodul plin.



a *b*

Fig. 7. Variația tensiunii Hall, după direcție longitudinală, pentru plăci semiconductoare de tipul B:

a — din Germaniu: $\frac{l}{b}=3{,}33$, $\varrho=23{,}13\cdot10^{-2}$ Ωm, $R_H=10570\cdot10^{-6}$ m³/AS; *b* — din InSb: $\frac{l}{b}=2{,}25$, $\varrho=0{,}0185\cdot10^{-2}$ Ωm, $R_H=218\cdot10^{-6}$ m³/AS.



a *b*

Fig. 8. Variația tensiunii Hall, după direcție longitudinală pentru plăci semiconductoare de tipul C:

a — din Germaniu: $\frac{l}{b}=2{,}66$, $\varrho=16{,}15\cdot10^{-2}$ Ωm, $R_H=33600\cdot10^{-6}$ m³/AS; *b* — din InSb: $\frac{l}{b}=2{,}78$, $\varrho=0{,}0235\times10^{-2}$ Ωm, $R_H=222\cdot10^{-6}$ m³/AS.

În fig. 8 este arătată variația tensiunii Hall, după direcție longitudinală pentru plăci semiconductoare de tipul C din germaniu (fig. 8 *a*) și InSb (fig. 8 *b*). Se poate observa că în cazul contactelor de comandă punctiforme, variația tensiunii Hall, după direcție longitudinală este practic neglijabilă, pe cea mai mare parte din lungimea plăcii.

Cu ocazia măsurătorilor s-a mai putut scoate în evidență influența dimensiunilor contactelor Hall asupra valorii tensiunii Hall, rezultatele fiind în concordanță cu precizările din literatură [2]. Pentru eliminarea abaterilor care pot să apară datorită dimensiunilor diferite ale contactelor Hall, s-a dat o atenție deosebită executării cît mai identice a acestor lipituri.

Variația t.e.m. Hall după direcția longitudinală ca urmare a efectului de scurtcircuitare produs de electrozii de comandă plini, indică de fapt că densitatea de sarcină separată pe cele două fețe ale plăcii datorită efectului Hall nu este constantă. Pentru a evidenția acest fapt s-au considerat două perechi de electrozi Hall din planuri transversale diferite, de exemplu perechile de electrozi *3, 4* și *3', 4'* din fig. 1, pentru care, prin aceeași metodă s-au măsurat diferențele de potențial dintre diferitele perechi de borne pe linia închisă *344'3'3* numai datorită efectului Hall.

4. CONCLUZII

Principalele concluzii care se desprind din lucrare sînt următoarele:

a) Rezultatele experimentale obținute în legătură cu variația tensiunii Hall după direcția longitudinală a plăcii semiconductoare, sînt în concordanță cu afirmațiile din literatură.

b) Variația tensiunii Hall este mai mare în cazul plăcilor semiconductoare avînd electrozi de comandă lipiți pe întreaga lățime a plăcii și aproape neglijabilă pentru electrozi punctiformi. În cazul electrozilor plini, raportul dintre t.e.m. Hall la capete față de t.e.m. Hall din mijlocul plăcii variază între cca. 0,6—0,8. S-au constatat însă variații destul de mari ale acestui raport în funcție de dimensiunile plăcii și materialul folosit.

c) Metoda de separare a componentelor ce intervin în tensiunea de ieșire a generatorului, prezentată în lucrare, permite urmărirea problemei analizate în cele mai generale cazuri.

BIBLIOGRAFIE

1. Akademia Nauk S.S.S.R., Institut Poluprovodnikov. Poluprovodniki v nauke i tehnike, Tt. Moskva 1957.
2. F. Kuhrt, W. Hartel, Der Hallgenerator als Vierpol A.F.E. 43 (1957) H. 1 pag. 1.
3. W. J. Grubbs, Hall effect devices. The Bell System Technical Journal 1959 nr. 3, p. 853.
4. M. J. O. Strutt, S. F. Sun, Leistungsmessung und Leistungsregulierung in Mehrphasennetzen mittels Halbleitern. A.f E, x L II, 1956.

5. L. Koch, G. Lambert, L'effet Hall dans les semi-conducteurs et ses application. L'onde Electrique nr. 382 (1959) p. 32.
6. C. Şora, Despre funcţionarea generatorului Hall în scheme cuadripolare unidirecţionale. Bul. I.P.T. 1961.
7. W. Hartel, Proprietes et applications du generateur Hall. Bul. AIM. ian. 1961, p. 11.

ВЛИЯНИЕ НЕСИММЕТРИЧНОГО РАСПОЛОЖЕНИЯ ЭЛЕКТРОДОВ ХОЛЛА НА НАПРЯЖЕНИЕ ГЕНЕРАТОРА ХОЛЛА

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматривается изменение напряжения Холла в продольном направлении.

Анализируется влияние различных действующих факторов (выполнение управляющих электродов и т.д.)

Для разделения составляющих действующих в выражении для напряжения Холла, измеряемого под нагрузкой на электродах Холла, использован простой метод расчета.

Опытные испытания были произведены с полупроводниковыми пластинками из gc и IuSb в электротехнической лаборатории.

INFLUENCE DE LA DISPOSITION ASYMÉTRIQUE DES ÉLECTRODES HALL SUR LA TENSION DU GENERATEUR HALL

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on veut mettre en évidence la variation de la tension Hall en suivant, la direction longitudinale. On y analyse l'influence des différents facteurs qui interviennent (la manière d'exécution des electrodes de commande etc).

Pour séparer les composantes qui interviennent dans l'expression de la tension Hall qu'on mesure dans la charge, pour les électrodes Hall, on a utilisé une méthode de calcul simple.

Les essais expérimentaux ont été effectués sur certains plateaux semiconducteurs de Ge et InSb, dans le cadre du laboratoire d'Electrotechnique.

STUDIUL ŞI REALIZAREA UNEI INSTALAŢII DE CONTROL AUTOMAT AL FUNCŢIONĂRII MAŞINILOR DE FABRICAT TEXURI

DE

SUCIU I. şi VĂZDĂUŢEANU V.

Lucrare comunicată la şedinţa din 28 aprilie 1963.

1. CONSIDERAŢIUNI GERENALE

În industria de încălţăminte se folosesc pe scară largă maşini automate de bătut texuri (cuie de dimensiuni reduse).

Pentru funcţionarea optimă a acestor maşini, texurile cu care se alimentează trebuie să fie fără defecte, în special în forma capului.

Texurile sînt fabricate cu ajutorul unor maşini cu funcţionare automată, de mare productivitate, la care în cazul unor dereglări funcţionale, se produc rebuturi, care pot atinge uneori cca. 10% din producţia totală de texuri.

Cea mai mare parte din texurile rebutate se datoresc defectelor ce survin la formarea capului texului, ca urmare a alunecării sîrmei printre matriţele de prindere, uzate sau dereglate, în momentul percuţiei axiale asupra sîrmei.

În stadiul actual, la maşinile de fabricat texuri nu există un dispozitiv de control automat, care să controleze buna funcţionare a maşinii, iar rebuturile care se produc se separă manual. Acest procedeu de separare implică o serie întreagă de incoveniente ca de exemplu: cheltuieli de manoperă pentru separare, pierderi de material şi de timp, separare incompletă, proces tehnologic complicat, uzarea rapidă a maşinii etc.

În lucrare s-au propus soluţii practice care permit controlul funcţionării maşinii din punct de vedere al calităţii texurilor cu o instalaţie mecanizată cu funcţionare automată, adaptată la maşinile existente. De la început s-a renunţat la soluţia nerațională, care prevedea construirea unor instalaţii anexe pentru separarea texurilor defecte din texurile fabricate, ca fiind complicate şi greu de elaborat. De altfel încercarea de-a se realiza astfel de instalaţii n-a dus pînă în prezent la rezultate satisfăcătoare.

2. SCHEMA ELECTRICĂ A INSTALAŢIEI DE CONTROL AUTOMAT

În lucrare s-a urmărit rezolvarea a trei probleme importante legate de funcţionarea optimă a maşinilor de fabricat texuri: a) elaborarea unui dispozitiv pentru controlul automat al calităţii capului texturilor în timpul fabricării; b) oprirea automată a maşinii în momentul dereglării dispoziti-

vului de formare a capului texului ; c) separarea texurilor defecte, produse pe durata opririi mașinii.

În scopul rezolvării celor trei probleme, pe baza unor ipoteze teoretice și încercări experimentale, s-a conceput o instalație cu funcționare automată bazată pe schema funcțională din fig. 1.

La o dereglare a dispozitivului de formare a capului texurilor (organul C) se produce un impuls mecanic I_m care comandă un traductor de sesizare a dereglării mașinii (organul T). Traductorul lansează simultan două impulsuri electrice prin instalația de control automat : un impuls I_{e1}, care comandă deschiderea întrerupătorului (organul I) și oprirea motorului mașinii (organul M), și al doilea impuls I_{e2}, care comandă prin intermediul unui dispozitiv de acționare (organul E) mecanismul de execuție a separării texurilor rebut (organul R). Cu ajutorul schemei din fig. 2 vom examina modul de funcționare a instalației de control automat.

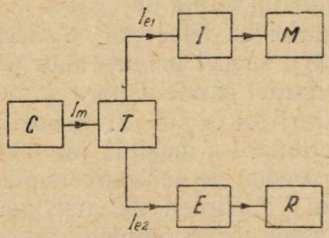


Fig. 1. Schema funcțională a instalației de control automat :

C — comanda mecanică a dereglării mașinii; T — traductor; I — întrerupător cu comandă automată; M — motorul de antrenare; E — organ de acționare comandat automat; R — organ de execuție pentru separarea texurilor rebutate; I_m — impuls mecanic; I_{e1} — impuls electric pentru comanda oprire; I_{e2} — impuls electric pentru comanda de separare a texurilor rebutate.

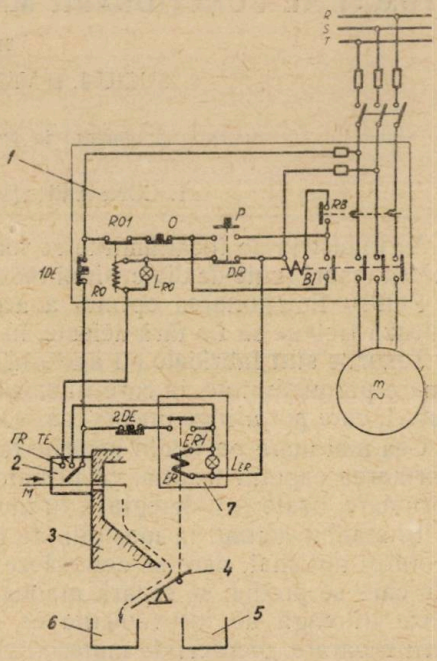


Fig. 2. Schema de principiu a instalației de control automat :

1 — dispozitivul de comandă al întrerupătorului; *2* — traductor; *3* — batiul mașinii de fabricat texuri; *4* — registrul de deviere; *5* — cutia de rebuturi; *6* — cutia de texuri bune.

La funcționare normală mașina este alimentată cu sîrmă, în mod sacadat, numai într-un singur sens, producînd texuri în cadența de aproximativ 600 bucăți pe minut.

Cînd se dereglează dispozitivul de formare a capului texului (vezi fig. 2), atunci sîrma M, sub acțiunea de percuție axială a ciocanului, alunecă înapoi printre matrițele de prindere și acționează dispozitivul traductor *2*,

la care se închid concomitent contactele *TR* și *TE*. În acest moment bobinele *RO* și *RE* se excită simultan, acest lucru fiind semnalat de către becurile de semnalizare L_{RO} și L_{ER}. Prin acționarea releului *RO* se deschide contactul normal închis *RO*1 și motorul care acționează mașina se oprește. Contactorul *ER* închide contactul normal deschis *ER*1 și pune în poziție corespunzătoare registrul de deviere *4*, care dirijează în cutia *5* cuiele rebutate, care se mai produc pe durata opririi motorului, datorită inerției mașinii. Chiar dacă traductorul *2* are contactele deschise contactorul *ER* rămîne excitat prin intermediul contactului *ER*1 de autoreținere, care a rămas închis, iar registrul *4* nu revine în poziția inițială decît în momentul cînd mașina a fost reglată și se dă comanda de desexcitare a lui *ER*, fie prin butonul contactului 1*DE* de la întrerupător, fie prin butonul contactului 2*DE*, montat la mașină. Cîtă vreme mașina rămîne dereglată, prin *TR* închis, releul *RO* menține pe *RO*1 deschis și motorul nu poate porni. După punerea la punct a dispozitivului de formare a capului texului, *TR* se deschide în mod automat, *RO* se desexcită, iar *RO*1 se închide și motorul poate fi pornit din nou prin apăsarea pe butonul de pornire *P*, excitînd bobina *CI*, care închide contactele de linie ale întrerupătorului și contactul de autoreținere.

Modul de punere la punct al dispozitivului dereglat se poate verifica, apăsînd pe contactul *P*, care deschide concomitent pe *DR*. Indiferent de poziția închis sau deschis a contactelor *TR* și *TE* mașina pornește deoarece releul *RO* este desexcitat prin deschiderea lui *DR*. Dacă mașina nu este reglată corespunzător motorul se va opri din nou odată cu eliberarea butonului *P*. În caz contrar mașina nu se mai oprește și continuă să fabrice cuie bune. Becul L_{RO} se stinge.

Urmează în continuare ca prin apăsarea pe 1*DE*, montat la întrerupător, sau pe 2*DE* montat la mașină, să desexcităm pe *ER* și să readucem registrul *2* în poziția normală pentru dirijarea cuielor bune în cutia *6*. Becul L_{ER} se stinge.

3. STUDIUL ȘI REALIZAREA TRADUCTOARELOR

Pentru realizarea instalației de control automat s-a impus necesitatea elaborării unui dispozitiv de sesizare a dereglării dispozitivului de formare a capului texului. În acest scop s-au conceput două variante originale de traductoare a căror principiu comun de funcționare se bazează pe traducerea mișcării rectilinii de deplasare a sîrmei în două impulsuri electrice simultane l_{e1} și l_{e2} (vezi fig. 1). Aceste traductoare funcționează în regim de releu, cînd se depășește un anumit prag de deplasare a sîrmei.

I. În fig. 3 se reprezintă în secțiune dispozitivul traductorului al cărui principiu de funcționare se bazează pe utilizarea unui element de autoblocare prin fricțiune, care sesizează alunecarea înapoi a sîrmei printre matrițele de prindere ale dispozitivului de formare a capului.

Acest dispozitiv traductor posedă un manșon de autoblocare *8*, cu sens de mișcare preferențial, bazat pe trei bile, care asigură o blocare perfectă a sîrmei. Sîrma *6*, la funcționarea normală a mașinii se deplasează de la stînga la dreapta (vezi poziția din fig. 3), traversînd manșonul *8*, care este

apăsat continuu pe cadrul *5* cu arcul *9*. Manșonul *8*, prin intermediul unei plăcuțe de material izolant *11*, acționează asupra unui contact mobil *3* cu două brațe cu raportul lungimilor 3/1 (vezi contactele *TR* și *TE* fig. 2).

Legătura permanentă dintre brațul mai scurt al contactului mobil și manșonul de autoblocare se asigură prin arcul *1*.

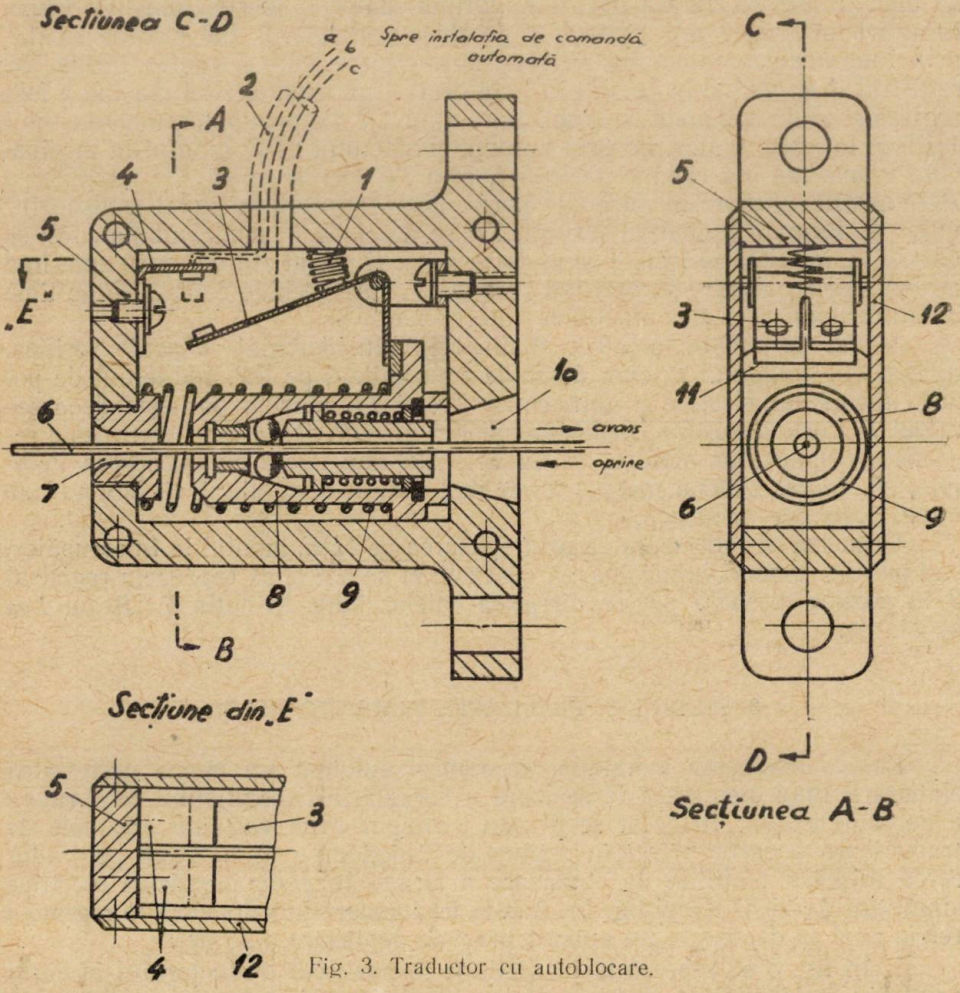


Fig. 3. Traductor cu autoblocare.

Conductoarele de legătură la cele trei contacte se scot din traductor prin tubul de protecție *2*. Cadrul de material izolant este prevăzut cu un orificiu de intrare *7* și un orificiu de ieșire *10*, prin care traversează sîrma. Piesele dispozitivului traductor sînt ferite de praf sau atingere prin două capace *12*, fixate pe cadru. Întreg ansamblul are dimensiuni reduse și se montează pe batiul mașinii de fabricat texuri între dispozitivul de introducere a sîrmei și

matrițele de prindere. În fig. 4 se prezintă prototipul experimental al traductorului descris, construit din plexiglass.

În momentul cînd sîrma, în urma percuției axiale, alunecă înapoi în sens opus sensului normal de alimentare cu sîrmă a mașinii, manșonul de autoblocare *8* se prinde strîns de sîrmă în mișcare și execută odată cu aceasta aceeași deplasare rectilinie axială, comprimînd arcul *9* și provocînd închiderea contactului mobil *3* pe contactele *4* (*TR* și *TE*). În general această deplasare a elementului de autoblocare se face pe o distanță Δ de maximum 2 mm, și asigură în caz de dereglare lansarea a două impulsuri electrice simultane prin instalație. Cînd sîrma execută mișcarea de înaintare ritmică în sensul normal, atunci contactele *TR* și *TE* se întrerup.

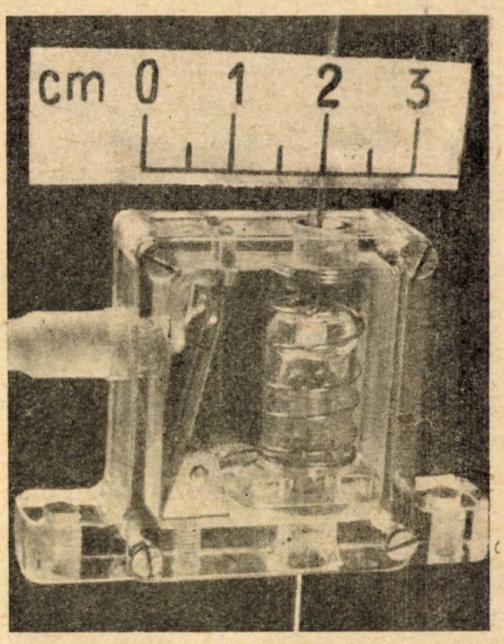


Fig. 4. Prototipul experimental al traductorului de autoblocare.

Manșonul de autoblocare cu bile lucrează în trei regimuri diferite, funcție de forța axială P de mărime variabilă, care deplasează sîrma într-un sens sau altul și anume: α) regimul de pauză, cînd $P=0$, β) regimul de autoblocare, cînd $P=(\bar{P}_p-\bar{F}_m)<0$, (unde $\bar{P}_p$ — forța axială de percuție, $\bar{F}_m$— forța de frecare în matrițele de prindere) și γ) regimul de cursă liberă, cînd $\bar{P}=\bar{P}_a>0$, (unde $\bar{P}_a$ — forța axială de avans normal). S-a considerat ca sens pozitiv de mișcare al sîrmei sensul normal de alimentare.

În perioada de pauză ($\bar{P}=0$), elementul de autoblocare se află în repaus și diagrama forțelor, care acționează asupra fiecărei bile este reprezentată în fig. 5. Forța de apăsare $\bar{A}$ este echilibrată de reacțiunea din sîrmă N și de reacțiunea din suprafața conică $\bar{N}_c$, ($\bar{A}+\bar{N}_s+\bar{N}_c=0$).

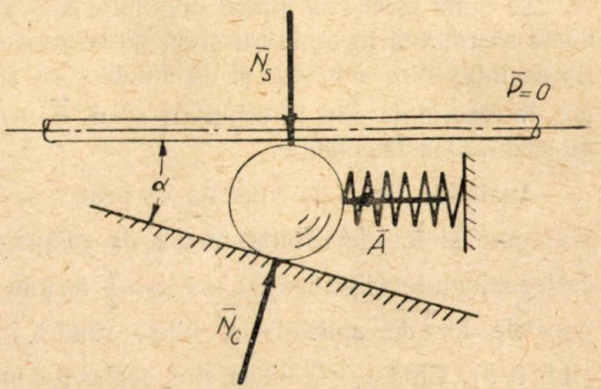


Fig. 5. Explicativă pentru regimul de pauză, la traductorul de autoblocare.

Prin deplasarea sîrmei în sens opus sensului

de alimentare normal al mișcării, sub acțiunea forței $(\bar{P}_p - \bar{F}_m)$, cele trei bile se înțepenesc între suprafața conică și sîrmă, blocînd sîrma.

Din acest moment manșonul de autoblocare se pune în mișcare și acționează contactele mobile ale traductorului. Urmărind în acest caz fig. 6 distingem următoarele forțe :

$\bar{N}_c$ și $\bar{N}_s$ — reacțiunile normale la suprafața conică și la sîrmă,

$\bar{F}_c = \mu \bar{N}_c$ și $\bar{F}_s = \mu \bar{N}_s$ — forțele tangențiale de frecare, unde $\mu = \operatorname{tg}\rho$ — coeficientul de frecare și ρ — unghiul de frecare.

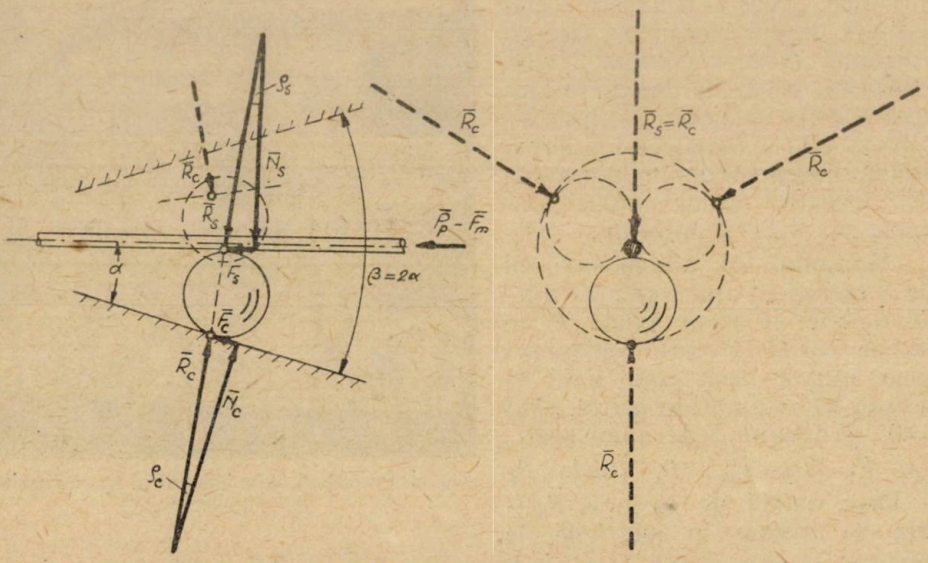


Fig. 6. Explicativă pentru regimul de autoblocare.

Se pune problema aflării unghiului α (vezi fig. 6 și fig. 7) pentru ca bilele să rămînă în echilibru și să nu se producă alunecare. Această condiție de înțepenire a bilelor și de autoblocare a sîrmei este îndeplinită, cînd forțele rezultante sînt în echilibru adică $\bar{R}_c + \bar{R}_s = 0$, unghiul α determinîndu-se din această condiție.

Analizînd fig. 7 se constată că pentru $\rho_1 < \frac{\alpha}{2}$ la fiecare bilă se produce alunecare și forțele rezultante vor da componente care vor deplasa bilele desțepenindu-le (fig. 8, *a*). Cînd $\rho_2 = \frac{\alpha}{2}$ forțele rezultante trec reciproc prin punctele lor de aplicație și bilele rămîn în echilibru și fără alunecare (fig. 8, *b*). Cînd $\rho_3 > \frac{\alpha}{2}$ bilele sînt deplasate în interiorul locașului conic și comprimă strîns sîrma (fig. 8, *c*).

Pentru ca sîrma să nu alunece printre bile trebuie ca $(\bar{P}_p - \bar{F}_m) \leqslant z\bar{F}_s$, unde z este numărul bilelor (în cazul dispozitivului realizat $z=3$). Rezultă că

$$\bar{N}_c \geqslant \frac{(\bar{P}_p - \bar{F}_m)}{z\mu_c} \quad \text{și} \quad \bar{N}_s \geqslant \frac{(\bar{P}_p - \bar{F}_m)}{z\mu_s}$$

În cazul materialelor de oțel cu $\mu \approx 0{,}06$, $\rho = 3°30'$ iar $\alpha \approx 2\rho = 7°$ și unghiul locașului conic $\beta = 2\alpha \leqslant 14°$. În concluzie se poate afirma că cu cît frecarea între materiale este mai mare unghiul β poate fi mai mare.

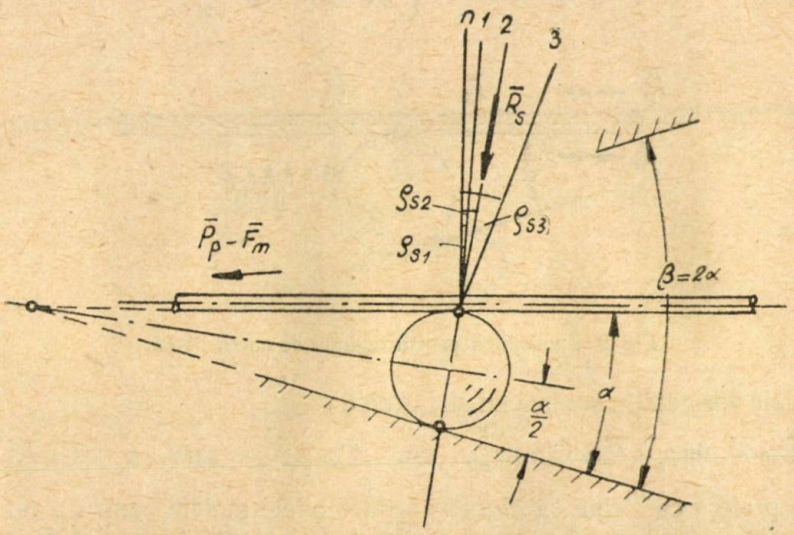


Fig. 7. Explicativă pentru variația unghiului de frecare ρ.

Prin deplasarea sîrmei în sensul alimentării normale a mașinii sub acțiunea forței axiale de avans $\bar{P}_a$ se efectuează regimul de cursă liberă. În acest caz bilele vin în contact cu suprafața conică și cu sîrma fără însă

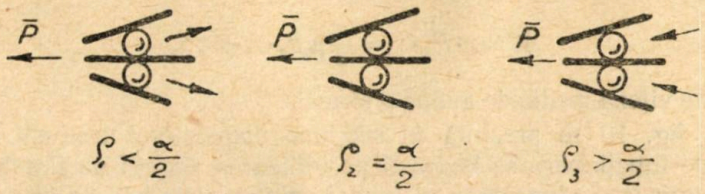


Fig. 8. Explicativă pentru condițiile de funcționare a elementului de autoblocare funcție de α.

a o bloca pe aceasta din urmă, care se poate deplasa liber față de cadrul dispozitivului. În regimul de cursă liberă se pune problema pierderilor prin frecare. Pentru reducerea acestor pierderi arcul tachetului cilindric trebuie

calculat pentru o forță minimă de apăsare pe bile, care să asigure un contact cît mai slab al bilelor cu sîrma și suprafața conică.

În fig. 9 sînt reprezentate forțele care iau naștere în acest regim.

Astfel avem :

$$\overline{N_c} = -\overline{A} \cdot \sin\alpha ; \quad \overline{R_c} = \frac{\overline{N_c}}{\cos\rho_c}$$

și

$$\overline{N_s} = -\overline{N_c} \cdot \cos\alpha = \frac{\overline{A}}{2} \sin 2\alpha ; \quad \overline{R_s} = \frac{\overline{N_s}}{\cos\rho_s} .$$

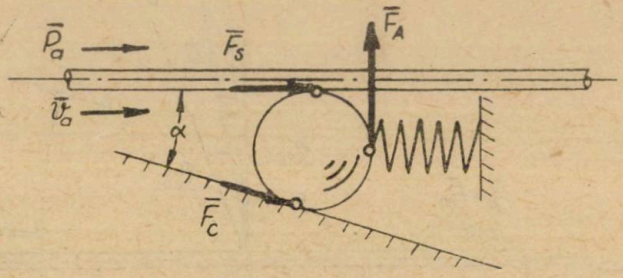


Fig. 9. Explicativă pentru regimul de cursă liberă.

Bilele vor veni în contact cu sîrma cînd :

$$\overline{A} \geqslant \overline{R_s} \sin\rho_s + \overline{R_c} \sin(\alpha+\rho_c), \quad \text{sau} \quad \overline{A} \geqslant \mu_s \overline{N_s} + (\sin\alpha + \mu_c \cos\alpha)\overline{N_c} .$$

Se preferă ca sîrma să alunece printre bilele mobile pentru a nu se degrada prin uzare locașul conic și tachetul. În această ipoteză trebuie să fie respectate condițiile :

$$\overline{F_s} < (\overline{F_c} + \overline{F_A}) = \mu_c \overline{N_c} + \mu_A \overline{A} \quad \text{și} \quad \overline{P_a} > z\overline{F_s} .$$

Localizînd alunecarea în punctele de contact dintre sîrmă și bile pierderile de frecare la cursa liberă vor fi :

$$W = z \cdot F_s \cdot v_s = \frac{z}{2} \mu_s v_s \cdot A \cdot \sin\beta ,$$

unde v_s este viteza medie de avans a sîrmei.

II. În fig. 10 se prezintă în secțiune dispozitivul traductor al cărui principiu de funcționare se bazează pe utilizarea săgeții de flambare a sîrmei, care sesizează alunecarea ei înapoi printre matrițele de prindere.

Acest dispozitiv traductor cuprinde : elementul de autoblocare *4* a sîrmei *5* (bazat pe fricțiunea a trei bile), fixat pe cadrul *2*, confecționat din oțel ; piesa de curbare *3* de oțel, cu o suprafață cementată pe care alunecă sîrma, care descrie o traiectorie curbă cu o săgeată inițială de cca. 1 mm ; plăcile de ghidare *6*, pîrghia *8* de acționare a contactului mobil *10*, arcul *7*,

două contacte fixe *1*, (vezi TR și TE fig. 2), montate pe plăcuțele *13* de material izolant, piesa de distanțare *12*, bucșa *9* de oțel cementat, în care este prevăzut orificiul prin care alunecă sîrma spre matrițele de prindere și două capace *11*, care închid ermetic întreg ansamblul de piese.

Dispozitivul traductor se montează pe batiul mașinii între dispozitivul de introducere și matrițele de prindere. La o dereglare a dispozitivului de formare a capului texului sîrma se deplasează înapoi cu distanța Δ către

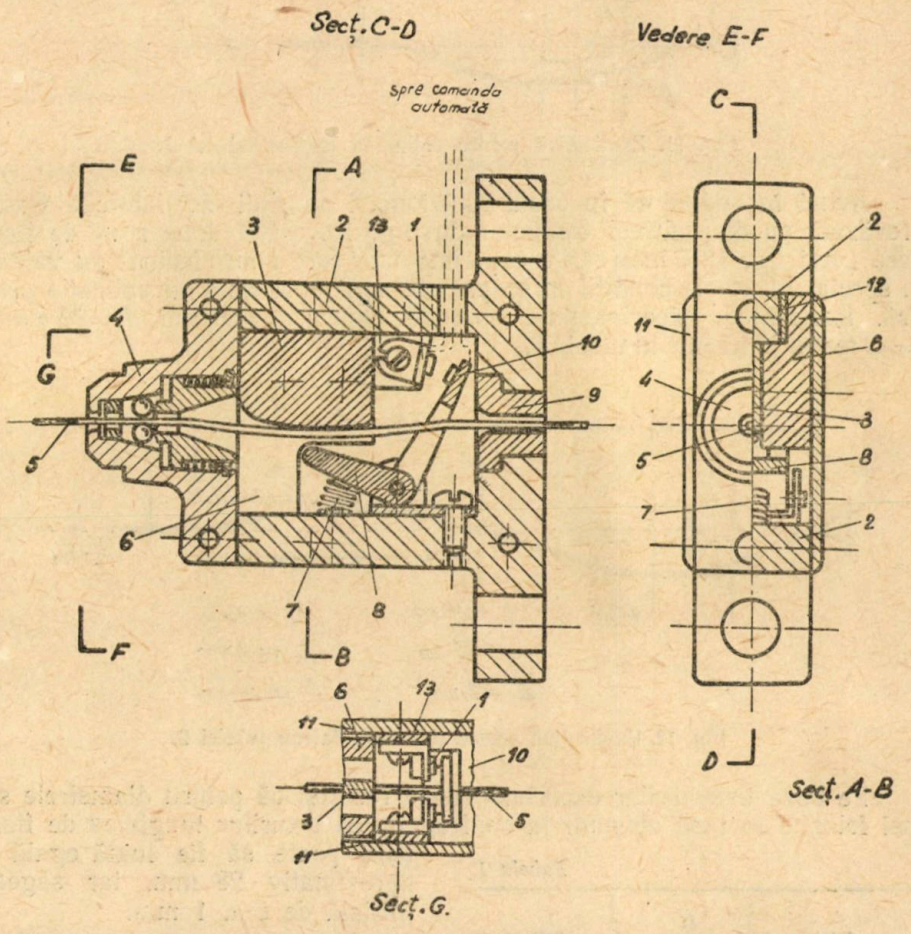


Fig. 10. Traductor bazat pe săgeata de flambaj a srîmei.

dispozitivul de introducere în matriță. În deplasarea inversă, sîrma fiind blocată de elementul *4* se va flamba sub acțiunea forțelor axiale de percuție producîndu-se o săgeată de cca. 3÷6 mm, capabilă prin intermediul pîrghiei *8* să închidă contactul *10*, care provoacă prin instalația electrică de control automat două impulsuri electrice simultane.

Pentru determinarea lungimii optime a zonei de flambare la acest traductor s-au efectuat calcule şi încercări experimentale. Astfel variaţiile săgeţii sîrmei de oţel de ϕ 0,5 mm funcţie de săgeata iniţială f_i pentru deschiderile $d_1=28$ mm şi $d_2=38$ mm, şi pentru deplasarea $\Delta=2$ mm, ca valoare maximă, sînt arătate în tabela 1 (fig. 11).

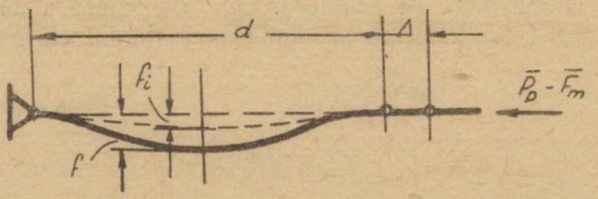


Fig. 11. Explicativă pentru obţinerea datelor tabelei 1.

Avînd în vedere că în cazul funcţionării maşinii de fabricat texuri, prevăzută cu dispozitivul traductor din fig. 10, există două zone de flambare (vezi fig. 12), încercările experimentale care s-au efectuat au valoare în special în aceste condiţii în scopul obţinerii unor date cu aplicaţie practică. Rezultatele experimentale obţinute pentru $d_1=28$ mm, $d_0=70$ mm şi $\Delta=2$ mm sînt trecute în tabela 2.

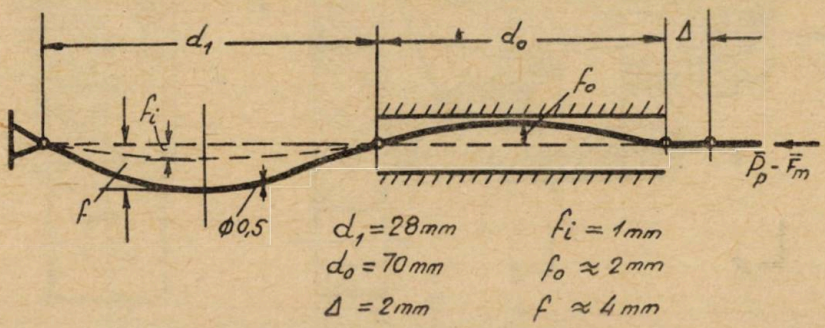


Fig. 12. Explicativă pentru obţinerea datelor tabelei 2.

Pe baza încercărilor experimentale a rezultat că pentru diametrele sîrmei folosite în mod obişnuit la confecţionarea texurilor lungimea de flambare poate să fie luată egală cu aproximativ 28 mm, iar săgeata iniţială de cca. 1 mm.

Tabela 1

d mm	f_i mm	f mm
$d_1=28$ mm	1	4
	2	5
	3	6
$d_2=38$ mm	1	5,5
	2	6
	3	7

Tabela 2

d mm	f_o mm	f_i mm	f mm
$d_1=28$ mm	2	1	4
	2	2	5
	2	3	6

Cele două tipuri de traductoare au aplicabilitate în funcție de diametrul sîrmei. Traductorul cu autoblocare poate fi utilizat la orice diametru de sîrmă în special pentru diametre mari. Traductorul cu flambaj se pretează la diametre mici ale sîrmei sub 0,5 mm pentru confecționarea texurilor foarte mici.

Tipurile de traductoare descrise pot fi utilizate de asemenea și la automatizarea altor tipuri de mașini care fabrică cuie de dimensiuni mai mari.

ИЗУЧЕНИЕ И КОНСТРУИРОВАНИЕ УСТАНОВКИ ДЛЯ АВТОМАТИЧЕСКОГО КОНТРОЛЯ РАБОТЫ МАШИН ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА САПОЖНЫХ ГВОЗДЕЙ

(РЕЗЮМЕ)

В настоящее время машины для производства сапожных гвоздей не имеют устроиства для автоматического контроля их работы, а производимый брак отделяется вручную. В работе предлагается механизированное автоматическое устройство, которое может быть использовано в существующих машинах и позволяет производить контроль качества их работы.

STUDIUM UND AUSFÜHRUNG EINER AUTOMATISCHEN KONTROLLEINRICHTUNG FÜR TÄCKSNÄGELMASCHINEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die gegenwärtigen Täcksnägelmaschinen verfügen nicht über eine Einrichtung zur automatichen Kontrolle ihrer Arbeitsweise ; der Ausschuss muss einzeln ausgesucht werden. In der vorliegenden Arbeit wird eine mechanisierte Vorrichtung mit automatischer Arbeitsweise vorgeschlagen. Die Vorrichtung ist den existierenden Maschinen angepasst. Sie beaufsichtigt das Arbeiten der Maschine bezüglich der Qualität der Täcksnägel.

INCERCĂRI PRIVIND COMPORTAREA CADRELOR PORTAL DE BETON ARMAT IN STADIUL PLASTIC

DE

AVRAM N. C-TIN., MIRȘU O. și BOB C.

Lucrare prezentată la a X-a Sesiune științifică a cadrelor didactice din Institutul Politehnic Timișoara, 27—28 aprilie 1963

Calculul în stadiul plastic al structurilor de beton armat reprezintă o problemă de mare actualitate, făcînd obiectul de studiu și cercetare a multor institute și laboratoare din majoritatea țărilor. Dacă în domeniul construcțiilor metalice calculul structurilor în domeniul plastic a înregistrat progrese mari — ajungîndu-se în unele țări la normative și prescripții de proiectare — în cazul structurilor de beton armat cercetările sînt încă în faza inițială.

In lucrarea de față sînt expuse încercările efectuate asupra comportării în stadiul plastic a unor cadre portal de beton armat.

1. PROGRAMUL INCERCARILOR

S-au proiectat și executat trei cadre din beton armat încastrate, cu deschiderea între axele stîlpilor de 3 m și înălțimea teoretică de 1,60 m, stîlpii avînd secțiunea de 12×18 cm iar riglele de 12×25 cm. Pentru realizarea încastrării stîlpii au fost turnați împreună cu niște cuzineți din beton armat care prin bulonare pe fundații au asigurat ipoteza încastrării.

Cadrele au fost armate cu procente uzuale de armare, urmărindu-se ca ruperea să înceapă prin curgerea armăturii întinse (procentele de armare pentru stîlpi 1,20% și pentru rigle 0,85%). Pentru toate cadrele s-au păstrat aceleași caracteristici geometrice și aceeași armare (fig. 1). Armătura a fost executată din bare de oțel beton OL 38, pentru stîlpi ϕ 12 mm, iar pentru rigle ϕ 10 mm. In tabelul 1 sînt redate caracteristicile mecanice ale armăturii stabilite pe epruvete din lotul de armătură respectiv. Impreună cu cadrele au fost turnate cuburi de 20×20×20 cm, prisme de 10×10×55 cm, cilindri de 15 cm și de 30 cm, necesare pentru determinarea caracteristicilor mecanice ale betonului (tab. 2). Betonul folosit a fost de marcă B 250.

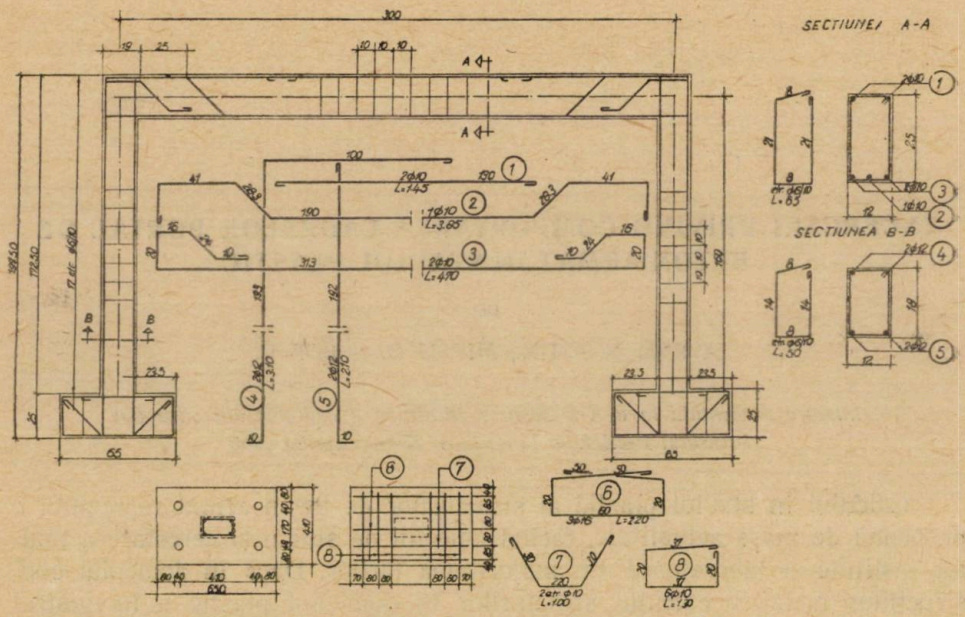


Fig. 1. Armarea cadrelor şi a cuzineţilor.

Tabelul 1

Caracteristici mecanice ale armăturii

Nr. crt.	Φ mm	P_c kg	σ_c kg/mm²	P_r kg	σ_r kg/mm²	l_{10} mm	δ_{10} %	Φ_r mm	φ %
1	10	2 150	28,90	3 190	42,10	123,10	23,10	5,85	65,00
2	12	3 325	29,86	4 566	40,00	149,50	24,50	7,10	65,33
3	14	4 650	30,20	6 375	41,40	—	—	—	—

Tabelul 2

Caracteristici mecanice ale betonului

N. crt.	Denumirea	Dimensiuni cm	Vîrsta zile	Nr. probe buc	$R_{b\ med}$ kg/cm²	$R_{t\ med}$ kg/cm²
1	cuburi	20×20×20	28	3	222,0	—
2	cuburi	20×20×20	188	12	262,0	—
3	prisme	10×10×55	188	14	—	27,0
4	cilindri	15×30	188	6	—	25,5
5	cilindri	15×15	188	6	—	22,8

Încercările cadrelor s-au făcut la 6 luni după turnare la un stand construit special. Cuzineţii cadrelor au fost fixaţi prin buloane de ancoraj de fundaţia standului, asigurîndu-se încastrarea. Forţa orizontală s-a realizat

cu o presă hidraulică sprijinită pe o consolă metalică, iar încărcarea verticală s-a realizat direct cu greutăți etalonate de fontă. Dispoziția generală se poate vedea în figura 2.

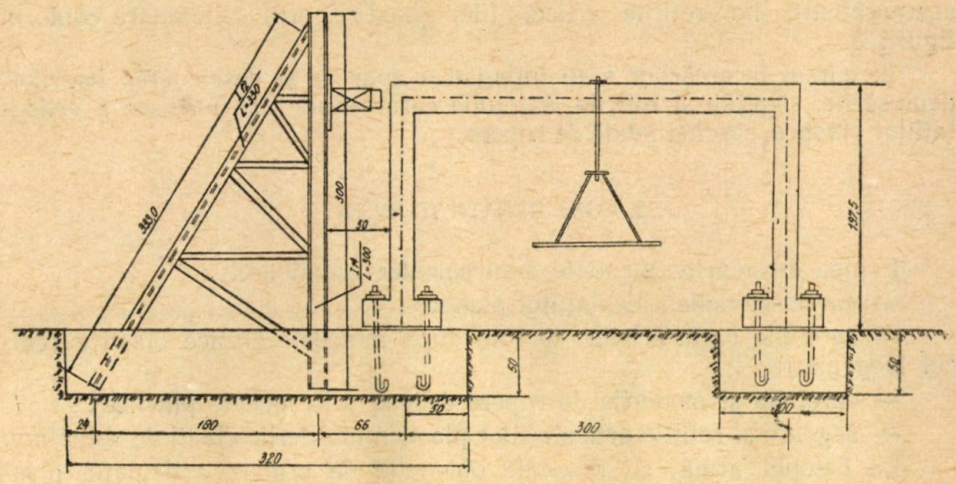


Fig. 2. Schema standului de încercare.

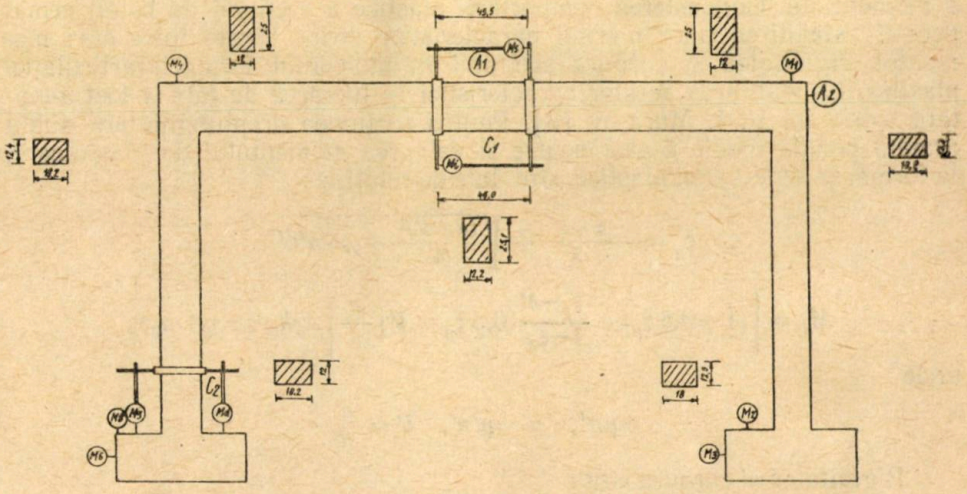


Fig. 3. Schema montării aparatelor de măsură la cadrul *C*:
A — fleximetru Amsler; *M* — microcomparator; *C* — clinometru.

Fiecare din cele 3 cadre a fost supus la o încărcare verticală la mijlocul riglei și una orizontală aplicată în nodul cadrului. Raportul între încărcarea verticală și cea orizontală a fost luat în așa fel ca să se obțină pentru cele trei cadre cele trei tipuri cunoscute de lanțuri cinematice: de riglă *R*, de cadru *E* și combinat *C*.

Încărcarea s-a făcut în trepte reprezentînd 1/10—1/20 din încărcarea de rupere, durata unei trepte variind între 5 şi 10 minute.

Deplasările şi săgeţile au fost măsurate cu fleximetre Amsler şi micro-comparatoare, iar rotirile articulaţiilor plastice prin clinometre conform figurii 3.

În cursul încercărilor s-au înregistrat apariţia şi deschiderea fisurilor, deplasările, săgeţile şi rotirile, sarcinile caracteristice de formare a articulaţiilor plastice, sarcina totală de rupere.

2. CONSIDERAŢII TEORETICE

Pentru încercările efectuate s-au calculat următoarele :

— caracteristicile articulaţiilor plastice ;

— sarcinile caracteristice deduse după metodele clasice elastice (calcul biografic);

— sarcinile şi modurile de rupere deduse prin metode plastice ;

— săgeţile şi rotirile articulaţiilor plastice în diferite stadii de solicitare.

La betonul armat cu procente obişnuite de armare articulaţia plastică este stadiul în care se găseşte o secţiune cînd armătura întinsă a atins limita de curgere, secţiunea putîndu-se roti fără o creştere corespunzătoare a momentului. Cunoaşterea comportării plastice a secţiunii de beton armat necesită stabilirea unor mărimi caracteristice strîns legate între ele : momentul, rigiditatea şi curbura secţiunii în momentul formării articulaţiei plastice. La stabilirea acestor caracteristici în lucrarea de faţă a fost adoptată teoria lui V. I. Murașev [3]. Pentru secţiunea dreptunghiulară dublu armată poziţia medie a axei neutre şi valoarea momentului de plastificare, la formarea articulaţiei plastice, sînt date de relaţiile :

$$\xi_p = -\frac{\alpha+\alpha'}{2} + \sqrt{\frac{(\alpha+\alpha')^2}{4} + \alpha + \alpha'\delta'}$$

$$M_p = \left[(1-0{,}5\,\xi_p) + \frac{\xi_p-\delta'}{1-\xi_p}(0{,}5\,\xi_p - \delta')\frac{\mu'}{\mu}\right] A_f h_0 \sigma_c = \eta A_f h_0 \sigma_c$$

unde :

$$\alpha = \mu n', \quad \alpha' = \mu' n', \quad \delta' = \frac{a'}{h^0}.$$

Rigiditatea şi curbura sînt :

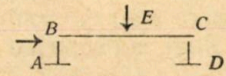
$$K_p = \frac{E_a}{\Psi}(h_0 - x)\, W_a$$

$$\frac{1}{\rho_p} = \frac{M_p}{K_p}.$$

Pentru cadrele încercate caracteristicile articulaţiilor plastice sînt date în tabelul 3.

Tabelul 3

Caracteristicile articulațiilor plastice



Cadrul	Secțiuni	b cm	h_0 cm	μ %	η	A_f cm²	σ_c kg/cm²	M_p kgm	K
Lanțul cinematic combinat	A	12 10	15,60	1,20	0,867	2,26	2 990	915	$6,7\times10^8$
	E	12,30	21.30	0,86	0.833	2,26	2 890	1 180	$12,6\times10^8$
	C	12,30	15,30	1,20	0,867	2,26	2 990	895	$6,7\times10^8$
	D	12,10	15,30	1,22	0,866	2,26	2 990	895	$6,7\times10^8$
Lanțul cinematic de riglă	B	12,10	15,30	1,22	0,866	2,26	2 990	895	$6,7\times10^8$
	E	12,10	23,38	0,785	0,840	2,26	2 890	1 290	$15,5\times10^8$
	C	12,20	15,20	1,22	0,866	2,26	2 990	890	$6,7\times10^8$
	D	12,00	13,60	1,38	0,863	2,26	2 990	793	$6,7\times10^8$
Lanțul cinematic de cadru	A	12,00	14,10	1,34	0,864	2,26	2 990	823	$6,7\times10^8$
	B	11,90	15,40	1,23	0,866	2,26	2 990	901	$6,7\times10^8$
	C	12,30	15,30	1,20	0,867	2,26	2 990	895	$6,7\times10^8$
	D	12,20	14,10	1,31	0,865	2,26	2 990	825	$6,7\times10^8$

Notă: $M_p=\eta A_f h_0 \sigma_c$ $\qquad K=\frac{E_a}{\psi}(h_0-x)W_a$

Calculul structurii după metodele elastice s-a făcut în mod simplificat cu momentele de inerție ale secțiunii geometrice de beton. La acest calcul nu este necesar o exactitate excesivă calculul servind numai la stabilirea ordinei de apariție a articulației plastice și la posibilitatea calculării rotirii acestor articulații. În figura 4 se dau sarcinile de apariție ale articulațiilor plastice pentru cadrul *C*.

Calculul structurii în stadiul plastic s-a făcut cu metoda analitică a lui J. F. Baker [2]. Pe baza acestuia s-a stabilit raportul între sarcina verticală și cea orizontală pentru formarea celor trei lanțuri cinematice de colaps, precum și a sarcinilor de rupere corespunzătoare (V_m^p). Diagrama din figura 5 ilustrează modul de capotare a cadrului în funcție de raportul sarcinilor. În diagramă dreptele ce definesc cele trei domenii nu coincid datorită faptului că în calcul s-au introdus caracteristicile plastice reale ale fiecărui cadru încercat.

Calculul săgeților s-a făcut pentru cadrul *C* (lanțul de rupere combinat) cu metoda Mohr-Maxwell. Săgețile au fost calculate la apariția succesivă a articulațiilor plastice. S-a aplicat un calcul simplificat considerînd rigiditatea constantă în lungul stîlpilor respectiv a riglei. La prima articulație plastică apărută la unul din stîlpi s-a considerat rigiditatea stîlpului cu articulația plastică în stadiul II, iar pentru restul elementelor în stadiul I [3]. Săgețile la apariția celorlalte articulații plastice (articulația *2* și *3*) s-au

calculat considerînd rigiditatea pentru toate elementele în stadiul II. Săgeţile la rupere s-au determinat pornind de la diagrama de momente a mecanismului final, considerînd că ultima articulaţie plastică nu s-a format încă.

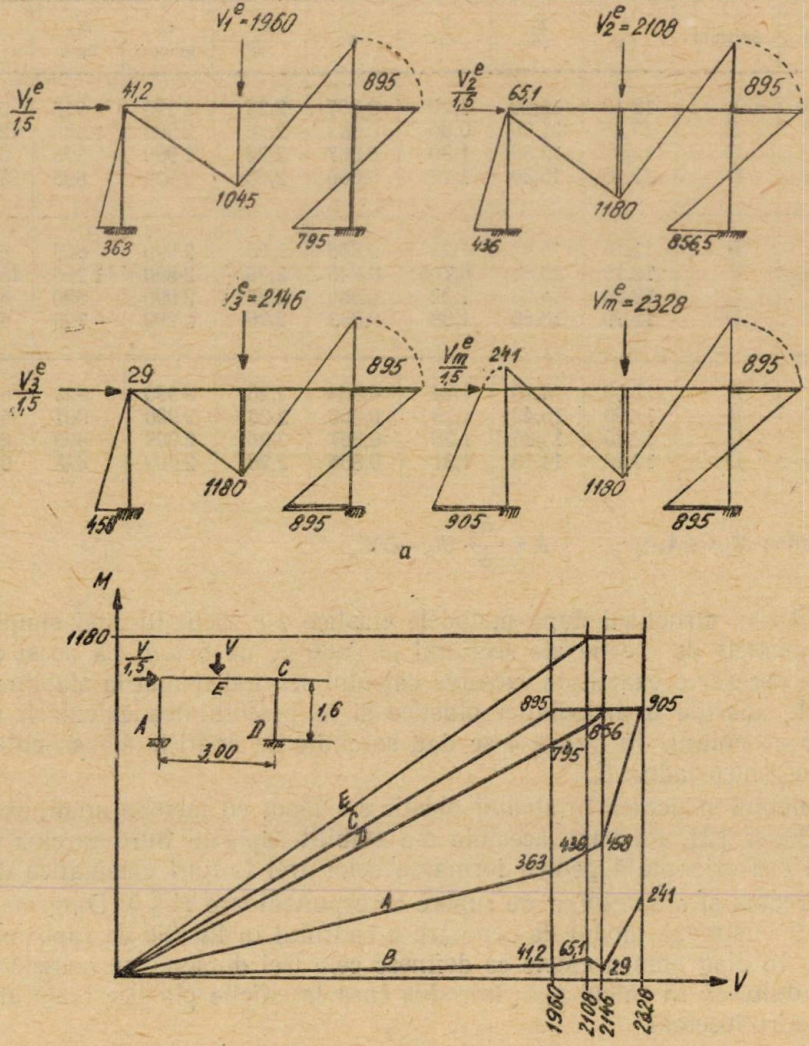


Fig. 4. Comportarea teoretică a cadrului *C*:
a — Diagrame de momente la apariţia succesivă a articulaţiilor plastice; *b* — Diagrame M—V.

Pentru acelaşi cadru *C* au fost calculate rotirile primelor articulaţii plastice în stadiul de formare a mecanismului final considerînd de asemenea continuitatea ultimei articulaţii plastice. Rigidităţile barelor s-au luat

în stadiul II. Pentru compararea rezultatelor s-au calculat rotirile admisibile după A.L.L. Baker [1] cu formula :

$$\theta = \frac{\frac{3}{4}(1{,}5\times 10^{-3})\, l_p}{x_{III}} = \frac{1{,}125\times 10^{-3}}{x_{III}}\, l_p$$

unde

x_{III} = înălțimea zonei comprimate în stadiul III

$$l_p = K_1 K_2 K_3 \left(\frac{z}{h}\right)^{1/4} h$$

$K_1 = 0{,}7$; $K_2 = 1{,}0$

$K_3 = 0{,}9$ — pentru $R_{b\,cil} = 110$ kg/cm² ;

$0{,}6$ — pentru $R_{b\,cil} = 330$ kg/cm².

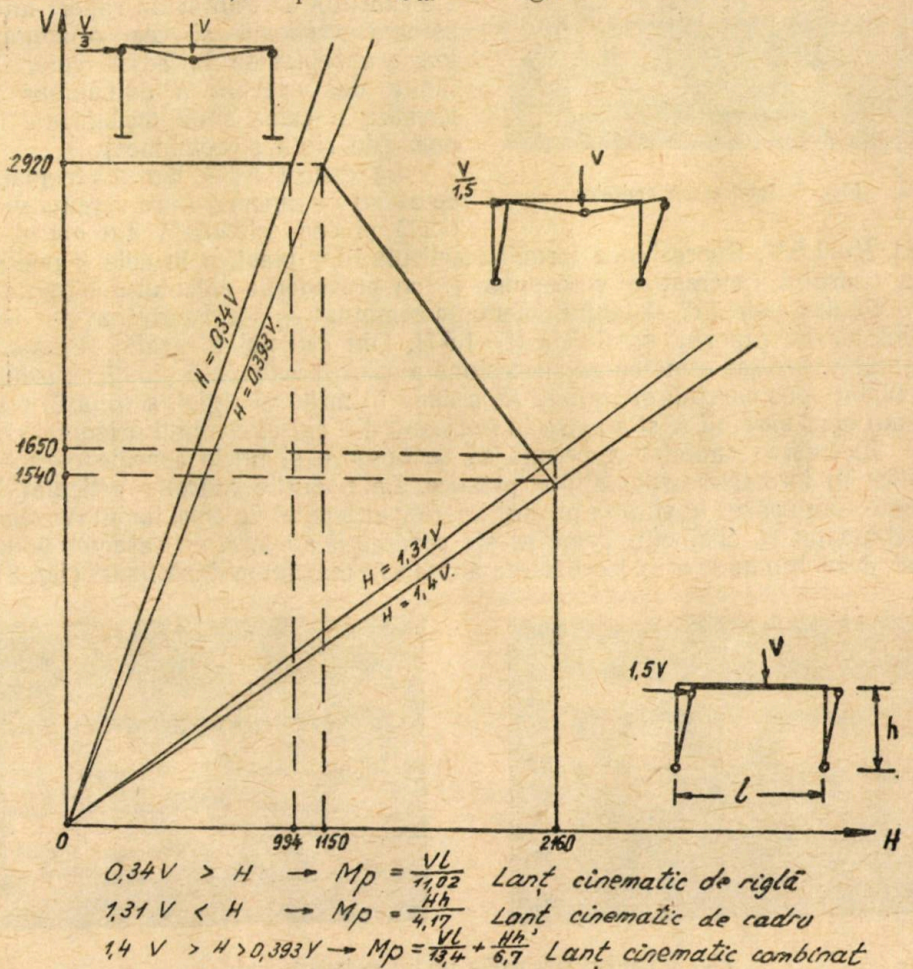


Fig. 5. Diagrama de capotare.

3. INTERPRETAREA REZULTATELOR ȘI CONCLUZII

Pentru cadrul *R* — lanțul cinematic de riglă — din calculul plastic a rezultat un raport între sarcina verticală și orizontală mai mic decît 3, și sa adoptat raportul 3. Experimental a apărut prima articulație plastică la mijlocul riglei sub sarcina *V*, a doua articulație în nodul opus sarcinii *H* și apoi aproape simultan au apărut articulații în nodul cu sarcina orizontală *H* și în reazemul opus sarcinii *H*. Apariția simultană a ultimelor două articulații este explicabilă, deoarece la refacerea calculului cu datele reale ale cadrului a rezultat un raport între sarcina verticală și cea orizontală foarte apropiat de 3, adică chiar la limita de separare a domeniilor de formare a celor două mecanisme finale (de riglă și combinat).

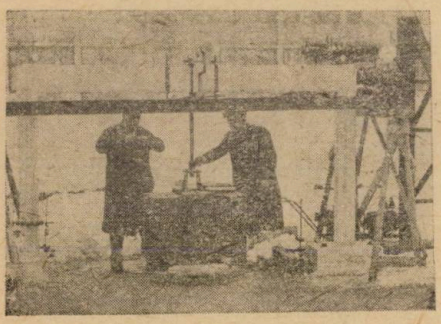
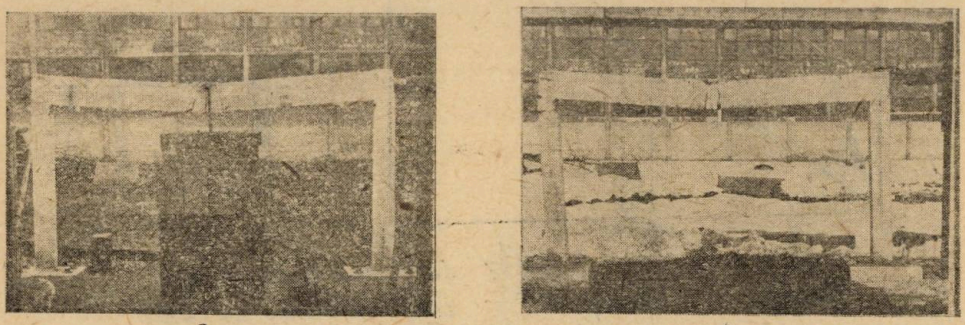


Fig. 6. Încărcarea cadrelor.

La cadrul *E* — lanțul cinematic de cadru — raportul între sarcina verticală și cea orizontală din calcul a fost $H=1{,}5\,V$. Succesiunea formării articulațiilor plastice în cele 4 noduri ale cadrului încercat a corespuns și cu prevederile calculului biografic.

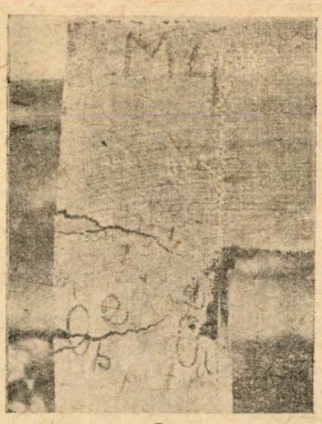
Pentru cadrul *C* — lanțul cinematic combinat — s-a determinat din calculul plastic raportul sarcinilor $V=1{,}5\,H$. Din calculul biografic și experimental a rezultat următoarea succesiune a celor 4 articulații plastice: prima în nodul opus sarcinii orizontale *H*, a doua în mijlocul riglei, a treia în reazemul opus sarcinii *H* și a patra în reazemul din partea sarcinii orizontale *H*.

Încercarea cadrelor a permis să se observe și unele aspecte caracteristice în formarea articulațiilor plastice. La nodurile cadrelor articulațiile plastice au apărut în stîlp la nivelul interior al fețelor riglelor, iar în reazeme la contactul cu cuzineții. Toate aceste articulații au avut un caracter punctual, dezvoltîndu-se prin deschiderea a una sau maximum două fisuri (fig. 8).

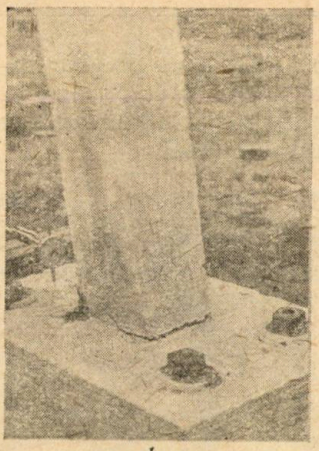


a *b*

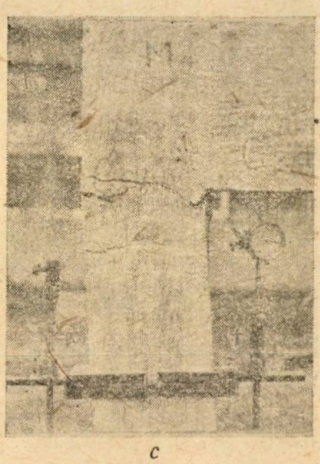
Fig. 7. Lanțuri cinematice pentru cadrele încercate:
a — Cadrul R; *b* — Cadrul *C*.



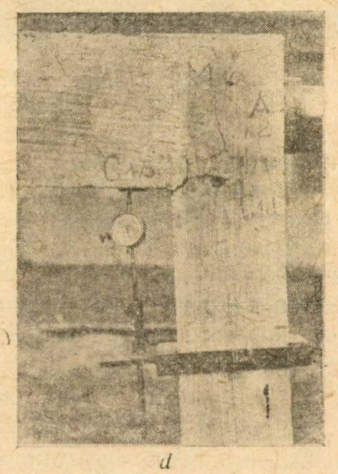
a



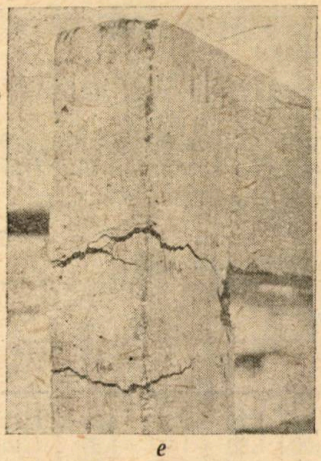
b



c



d

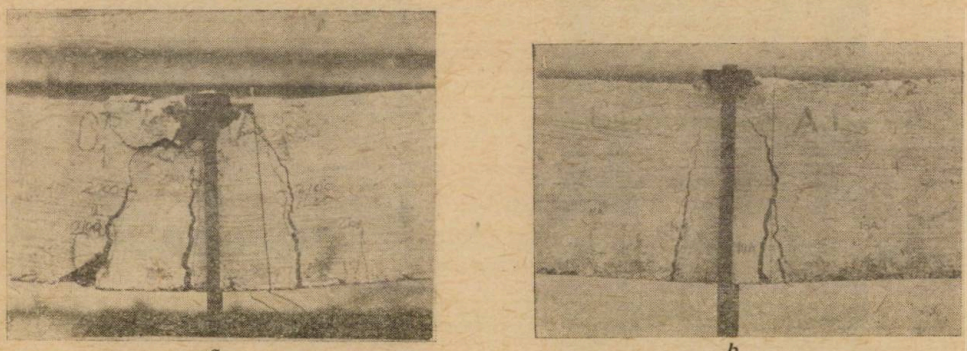


e

Fig. 8. Articulații plastice în noduri :

a — Cadrul *R* — nodul opus sarcinii H; *b* — Cadrul R — reazemul sarcinii H; *c* — Cadrul *E* — nodul opus sarcinii H; *d* — Cadrul *E* — nodul din partea sarcinii H; *e* — Cadrul *C* — nodul opus sarcinii H.

În cîmp articulaţiile plastice au avut un caracter mai extins, dezvoltîndu-se prin deschiderea a două sau trei fisuri aflate la distanţă mai mare (fig. 9). Articulaţiile plastice din cîmp au fost precedate de o zonă fisurată pe o porţiune destul de mare.



a *b*

Fig. 9. Articulaţii plastice în cîmp :
a — Cadrul *R*; *b* — Cadrul *C*.

Ruperea celor trei cadre s-a produs prin transformarea lor în mecanism. În nici una din articulaţiile plastice nu s-a depăşit capacitatea de rotire. În timpul experienţelor nu s-a constatat nici un indiciu asupra unor fenomene de instabilitate a structurii. Efectul dominant al ruperii a fost încovoierea şi nu forţele tăietoare.

Rezultatele privind sarcinile caracteristice şi capacitatea portantă a cadrelor obţinute din studiul teoretic şi datele experimentale, sînt cuprinse în tabelul 4 unde :

V_1^e — sarcina corespunzătoare formării primei articulaţii plastice dedusă din calculul biografic ;

V_m^e — sarcina de transformare în mecanism a cadrului dedusă de asemenea din calculul biografic ;

V_m^p — sarcina de transformare în mecanism a cadrului dedusă prin calculul plastic direct pe mecanismul final ;

V_1' — sarcina experimentală de formare a primei articulaţii plastice;

V_m' — sarcina experimentală de formare a mecanismului final ;

V_r' — sarcina experimentală a ruperii plastice a structurii.

Tabelul 4

Sarcini caracteristice — Coeficienţi de redistribuţie

Cadrul	Sarcini teoretice kg			Sarcini experimentale kg			$\frac{V_m^e}{V_m^p}$	$r=\frac{V_m^e}{V_1^e}$	$r'=\frac{V_m'}{V_1'}$	$\frac{V_1'}{V_1^e}$	$\frac{V_m'}{V_m^e}$	$\frac{V_r'}{V_1^e}$
	V_1^e	V_m^e	V_m^p	V_1'	V_m'	V_r'						
C	1 960	2 328	2 330	2 550	3 300	3 450	~1,00	1,20	1,29	1,30	1,41	1,76
R	2 430	2 914	2 920	3 311	4 000	4 000	~1,00	1,20	1,20	1,37	1,35	1,65
E	1 160	1 471	1 400	1 820	2 160	2 160	1,05	1,27	1,20	1,57	1,47	1,76

În tabelul 4 comparațiile între valorile teoretice și experimentale apar sub forma unor rapoarte între sarcinile caracteristice. Astfel raportul V_m^e/V_m^p exprimă concordanța dintre calculul biografic și cel plastic efectuat pe mecanismul final; coeficienții de redistribuție teoretici și experimentali V_m^e/V_1^e și V_m'/V_1' reprezintă rezervele de rezistență teoretice și experimentale și deci comportarea plastică a betonului armat; rapoartele V_1'/V_1^e și V_m'/V_m^e exprimă concordanța între sarcinile teoretice și experimentale la apariția primei și ultimei articulații plastice, iar raportul V_r'/V_1^e diferența dintre sarcina reală de rupere și sarcina la care se dimensionează în condițiile actuale structurile de beton armat. Se observă în toate cazurile că sarcinile experimentale sînt superioare celor calculate teoretic și că rezervele de rezistență sînt mai mari decît 65%.

Diagramele de săgeți (fig. 10) obținute din rezultatele încercărilor ilustrează de asemenea comportarea plastică a cadrelor. Apariția articulațiilor plastice micșorează rigiditatea elementelor, ducînd la o creștere mai rapidă a deformațiilor. Din tabelul 5 precum și din figura 10 rezultă că săgețile experimentale la formarea primei articulații plastice precum și la rupere au fost mai mari decît cele obținute din calculul biografic. Aceasta se explică și prin faptul că sarcinile experimentale au fost mai mari decît cele teoretice. Capacitatea de deformare plastică a structurii este definită în tabelul 5 prin indicele de deformabilitate al structurii.

Tabelul 5

Săgeți la cadrul „C" pentru sarcini caracteristice

Săgeți	Săgeți la sarcina V_1 cm		$\frac{3}{2}$	Săgeți la sarcina de rupere cm		$\frac{6}{5}$	Indice deformabilitate $\frac{6}{3}$
	calcul biografic	experimental		calcul biografic	experimental		
1	2	3	4	5	6	7	8
orizontale	0,255	0,404	1,58	1,30	3,725	2,87	9,23
verticale	0,151	0,340	2,25	1,95	5,50	2,80	16,20

La betonul armat, pentru ca ruperea structurii să se producă prin transformare într-un lanț cinematic de rupere, este necesar ca primele articulații plastice formate să aibă capacitatea de rotire pentru transformarea structurii în mecanism. În tabelul 6 sînt date rotirile teoretice și experimen-

Tabelul 6

Rotiri teoretice și experimentale pentru cadrul „C"

Secțiunea	Rotiri teoretice rad.		Rotiri experimentale rad.
	calculate	admisibile	
E	$6{,}97\times10^{-3}$	$8{,}23\times10^{-3}$	$4{,}33\times10^{-2}$
D	$4{,}60\times10^{-3}$	$5{,}5\times10^{-3}$	$3{,}6\times10^{-2}$

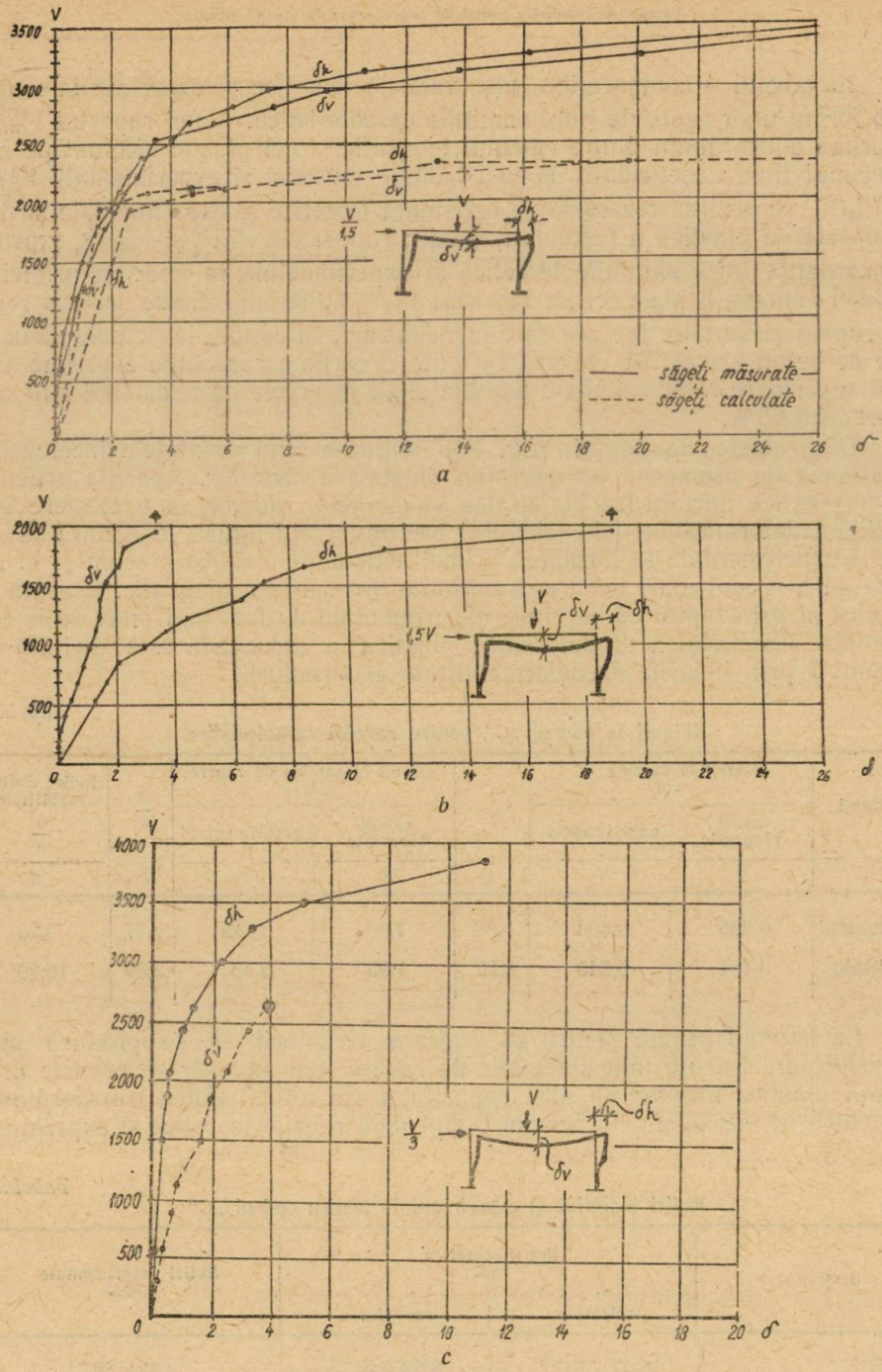


Fig. 10. Diagrame de săgeți :

a — Cadrul *C*; *b* — Cadrul *E*; *c* — Cadrul *R* — Obs. Săgeata δ_v nu s-a măsurat pînă la rupere.

tale pentru cadrul *C*. Se observă că rotirile teoretice calculate sînt mai mici ca cele admisibile, în schimb cele experimentale sînt mult mai mari ca cele teoretice, ilustrînd capacitatea mare de rotire a articulației plastice.

În concluzie se poate arăta că coeficienții de redistribuție teoretici și experimentali, precum și raportul dintre sarcina totală de rupere și sarcina de apariție a primei articulații plastice — sarcină, la care se face proiectarea în condițiile actuale — dovedesc că structurile static nedeterminate din beton armat au rezerve mari de rezistență care se impun a fi folosite. Totodată rotirile calculate și experimentale în stadiul de mecanism final nu au depășit capacitatea de rotire și deci posibilitatea folosirii rezervelor plastice ale acestor structuri.

În viitor ne propunem să extindem încercările la alte cadre din beton armat.

BIBLIOGRAFIE

1. A. L. L. Baker, Ultimate load theory applied to the desingn of reinforced and prestressed concrete frames. Concrete Series, London, 1956.
2. J. F. Baker, M. R. Horne, J. Heyman, The steel skeleton, vol. II. Plastic behaviour and design. The University Press, Cambridge, 1956.
3. V. I. Murașev, *Trescinoustoivosti, jostokosti i procinosti jelezobetona.* Masstroiizdat, Moskva, 1950.
4. M. Cohn, Studiu experimental asupra capacității portante a unor cadre de beton armat. Buletin INCERC—ISCAS, 1961, No. 2, pag. 59—77.
5. Fernando-Luiz Lobo B. Carneiro, Sugestoes para uma norma de cálculo plástico de estruturas hiperstáticas de concreto armado. Estrutura, 1961, No. 38, Rio de Janeiro.

ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ПОВЕДЕНИЮ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПОРТАЛЬНЫХ РАМ В ПЛАСТИЧЕСКОМ СОСТОЯНИИ

(РЕЗЮМЕ)

Работа содержит теоретическое исследование и опытные результаты трех железобетонных дважды заделанных рам. Рамы были нагружены в собственной плоскости вертикальными и горизонтальными нагрузками. Отношение нагрузок подобрано так, чтобы получить три различные цепи разрыва.

ESAIS CONCERNANT LE COMPORTAMENT DES CADRES PORTAILS DE BÉTON ARMÉ EN STADE PLASTIQUE

(RÉSUMÉ)

L'ouvrage présente l'étude théorique et les résultats de trois cadres doublement encastrés en bêton armé. Les cadres ont été sollicités dans leur plan à une charge verticale et à une autre horizontale. On a établi le rapport des charges de sorte que l'on puisse réaliser trois chaînes de ruptures distinctes.

ÎNFIGEREA PILOȚILOR ȘI PALPLANȘELOR PRIN VIBRARE; CERCETĂRI ASUPRA ADÎNCIMII ȘI VITEZEI DE ÎNFIGERE

DE

PĂUNESCU M.

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963.

1. OBIECTUL CERCETĂRILOR

Înfigerea piloților și palplanșelor în pămînt prin folosirea vibrațiilor, metodă folosită în ultimul deceniu pe marile șantiere de construcții din U.R.S.S., care în ultima vreme se aplică și în alte țări printre care și în țara noastră, s-a dovedit a fi un procedeu de mare eficacitate tehnică-economică.

Pentru verificarea sau stabilirea unor relații de calcul care să redea cît mai fidel mecanismul înfigerii piloților și palplanșelor prin vibrare, este necesar, să se efectueze multe încercări experimentale, în situații de experimentare cît mai diferite.

În acest sens în materialul de față se vor prezenta cercetări asupra adîncimii și vitezei de înfigere făcute pentru piloți din lemn înfipți în aceleași condiții de stratificație dar la parametrii instalației de înfigere diferiți.

2. UTILAJE VIBRATOARE EXPERIMENTALE

Pentru a avea posibilitatea efectuării încercărilor experimentale pe baza cărora să se tragă concluzii corespunzătoare s-a făcut proiectarea și executarea unor vibratoare care să poată fi folosite ca sursă de vibrații. Sursa de vibrații trebuie să fie prevăzută cu posibilități multiple de schimbare a parametrilor, cum ar fi greutatea proprie (G), momentul excentricilor (M) sau turația excen-

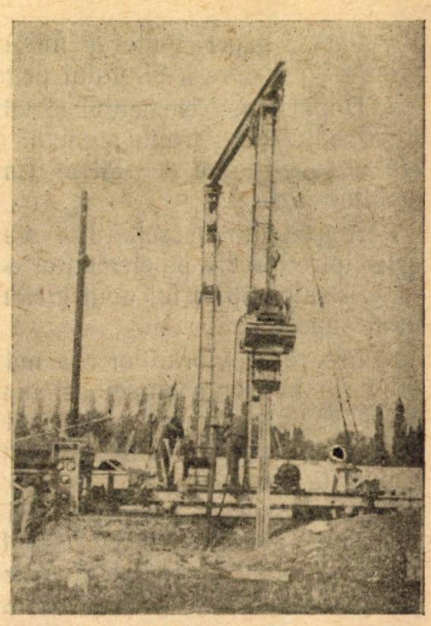


Fig. 1. Vibratorul experimental VE2 înfingînd un pilot din lemn cu secțiunea de 20/20 cm și lungime de 6,5 m într-un nisip argilos.

tricilor (viteza unghiulară ω). În acest sens s-a proiectat și executat vibratorul VE2 [2] ale cărui caracteristici tehnice sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Vibratorul VE-2 — caracteristici tehnice

Nr. crt.	Greutatea pe exc.	Momentul excentr. kg/cm	Forța perturbatoare maximă în tone aferentă turației:				
			rot/min 750	rot/min 1 000	rot/min 1 300	rot/min 1 500	rot/min 1 809
1	bază	588,00	3,704	6,620	10,966	14,817	21,285
2	+tip I/2	949,20	5,979	10,687	17,702	23,919	
3	+tip I	1 310,40	8,255	14,755	24,438		
4	+tip II	1 825,60	11,501	20,556			
5	+tip III	2 340,80	14,470	26,357			
6	+tip IV	2 590,00	16,317	29,163			
7	+tip V	2 724,40	17,163	30,676			

Observații :

— Valorile necompletate în tabel nu sînt utilizabile, întrucît depășesc 31 tone și periclitează construcția vibratorului.

— Greutatea vibratorului 1 500 kg.

— Puterea motorului 20—55 kW.

3. METODICA CERCETĂRII, ȘANTIERUL EXPERIMENTAL

Pentru experimentarea înfigerii elementelor vibratorul se fixa rigid cu piesa de prindere a pilotului prin intermediul șuruburilor.

După fixare, elementul și vibratorul s-au adus în poziție verticală prin intermediul unui troliu manual. Acest lucru se poate realiza și prin folosirea altor mijloace de ridicat (macarale, draglină, escavator etc.), folosite cu alte ocazii.

Amplitudinile oscilațiilor s-au măsurat cu vibrograful tip Geiger sau prin lipire directă pe elementul de înfipt a unor bucăți de hîrtie milimetrică, înregistrate sub vîrful unui creion ținut la aceeași înălțime prin intermediul unui suport.

Frecvența vibrațiilor s-a măsurat folosind tahometrul, sau uneori cînd se varia frecvența sursei de alimentare s-a calculat indirect turația motorului de la vibrator, verificîndu-se în limitele posibilităților create de vibrații cu tahometru. De asemenea prin numărarea oscilațiilor de pe vibrogramă la intervale marcate automat de un ceasornic electric s-a putut stabili în mod exact frecvența oscilațiilor. În timpul încercărilor s-au variat momentul excentricilor vibratorului și frecvența de rotație a acestora. Pentru porțiuni din element bine precizate s-au măsurat timpii de înfigere, prin cronometrare precum și consumul de energie înregistrat de un kilovattmetru. Rezultatele măsurătorilor făcute, a căror prezentare ne-am propus s-o facem în articolul de față, se referă la înfigerea piloților din lemn, în nisip argilos, cu o compoziție de 55% nisip, 30% praf și 15% argilă, saturat cu apă.

4. REZULTATE EXPERIMENTALE

Încercările făcute au avut scopul de a pune în evidență dependența adîncimii și vitezei de înfigere de parametrii vibratorului și caracteristicile geometrice ale pilotului înfipt. S-au făcut încercări cu piloți din lemn cu diametru mediu de 15 ; 19 și 24 cm și lungime de 7 m, totalizînd pentru scopul propus un număr de 60 încercări. Rezultatul încercărilor făcute este prezentat în tabela 2 ca și în diagramele din figurile 2—16.

Fiecare valoare din tabela sau diagramele prezentate reprezintă o medie a două măsurători. În cazul unor valori care prezentau diferențe prea mari încercăcarea se repetă și a treia oară, spre a putea vedea care din valorile măsurate prezenta o situație deosebită, spre a nu mai fi luată în considerare.

Tabela 2

Rezultatul măsurătorilor făcute la înfigerea piloților din lemn într-un nisip argilos cu vibratorul VE-2 la greutatea G=1 500 kg

M_{exc} kg/cm	n_{exc} rot/min	P_0 kg	d_m=15 cm		d_m=19 cm		d_m=24 cm	
			V_0 cm/sec	h_{max} m	v_0 cm/sec	h_{max} m	v_0 cm/sec	h_{max} m
500	400	876	—	0,35	—	0,26	—	0,15
	600	1 980	—	0,90	—	0,75	—	0,50
	800	3 520	2,5	2,85	1,0	1,75	0,5	1,20
	1 000	5 530	8,0	5,20	3,4	3,20	1,1	1,70
	1 200	7 800	11,2	6,10	4,6	3,70	2,6	2,70
650	400	1 140	—	0,75	—	0,50	—	0,42
	600	2 560	2,0	2,60	0,5	1,25	—	0,91
	800	4 580	5,8	4,20	1,8	2,40	1,1	1,75
	1 000	7 210	9,2	5,50	5,0	3,82	1,9	2,25
	1 200	10 250	16,9	7,20	7,2	4,90	3,0	2,80

Notații tabelă:

M_{exc} — momentul static al excentricilor vibratorului;

n_{exc} — numărul de rotații pe minut al excentricilor;

P_0 — valoarea maximă a forței perturbatoare (unidirecțională) a vibratorului;

d_m — diametrul mediu al pilotului folosit;

v_0 — viteza inițială (viteza pentru primul metru de scufundare);

h_{max} — adîncimea de scufundare.

După cum se vede în figurile 2—7 se prezintă dependența adîncimii de înfingere a piloților folosiți, pentru diferiți parametrii ai vibratorului. Folosind măsurătorile prezentate în tabela 2 și în figurile 2—7 în cele ce urmează se vor prezenta unele interpretări ale experimentărilor făcute. Făcîndu-se încercări de înfigere a palplanșelor din lemn, în aceeași categorie de pămînturi (în tabelele 3—5 sînt prezentate unele rezultate).

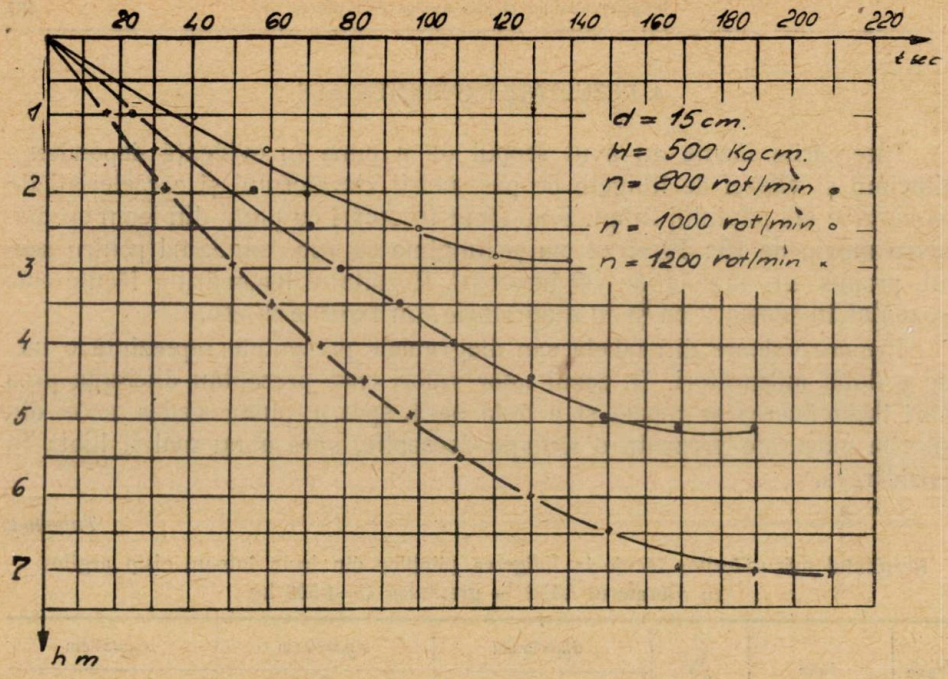


Fig. 2. Dependența adîncimii de înfigerea a pilotului din lemn cu diametru mediu de 15 cm în funcție de timp, pentru un moment al excentricilor de 500 kgcm.

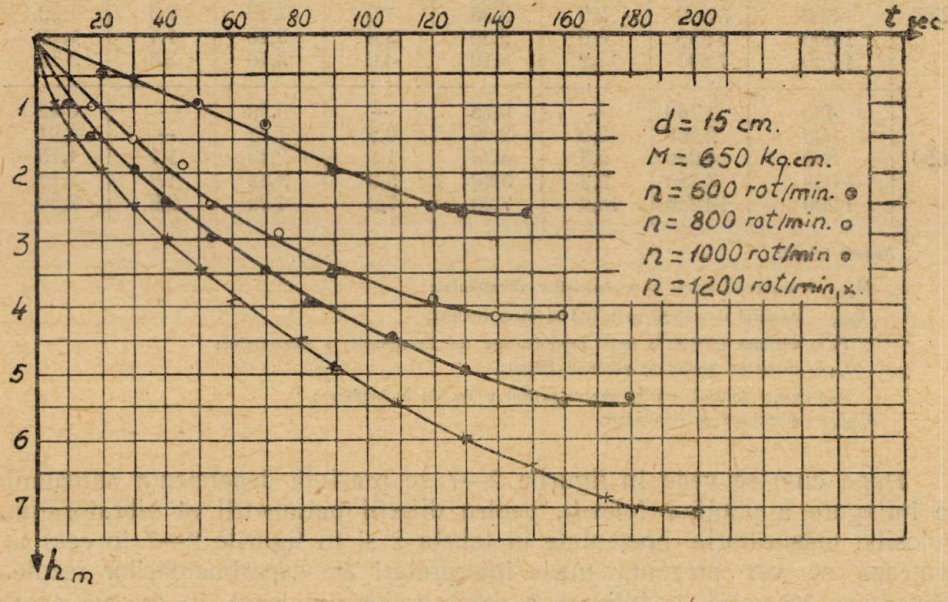


Fig. 3. Dependența adîncimii de înfigere a pilotului din lemn cu diametru mediu de 15 cm în funcție de timp, pentru un moment al excentricilor de 650 kgcm.

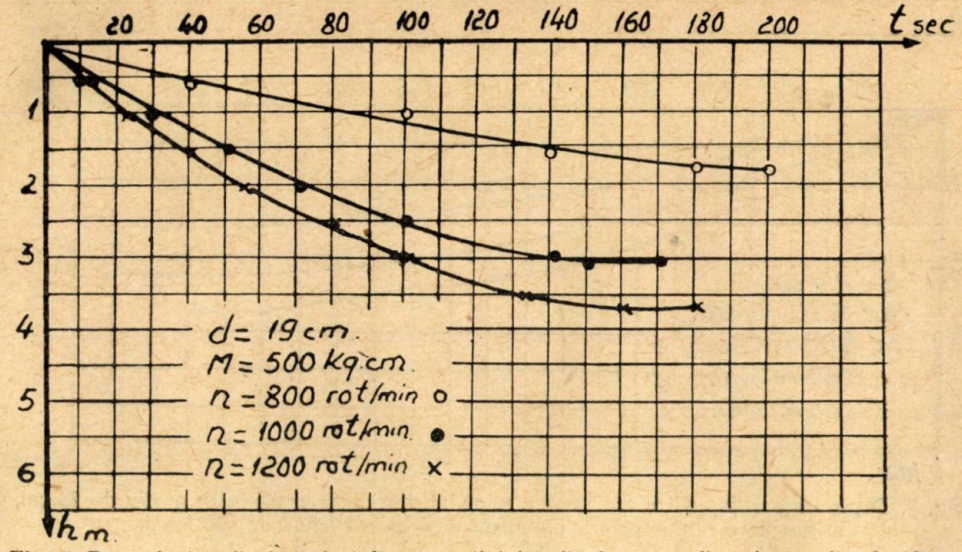


Fig. 4. Dependența adîncimii de înfigere a pilotului din lemn cu diametru mediu de 19 cm în funcție de timp, pentru un moment al excentricilor de 500 kgcm.

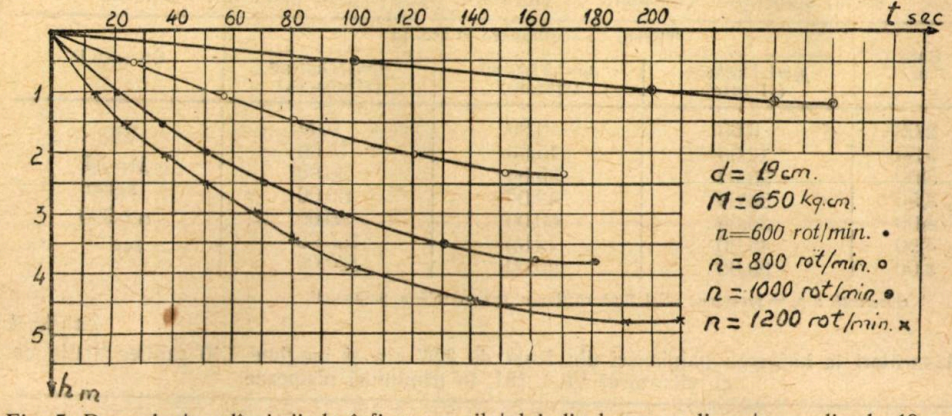


Fig. 5. Dependența adîncimii de înfigere a pilotului din lemn cu diametru mediu de 19 cm în funcție de timp, pentru un moment al excentricilor de 650 kgcm.

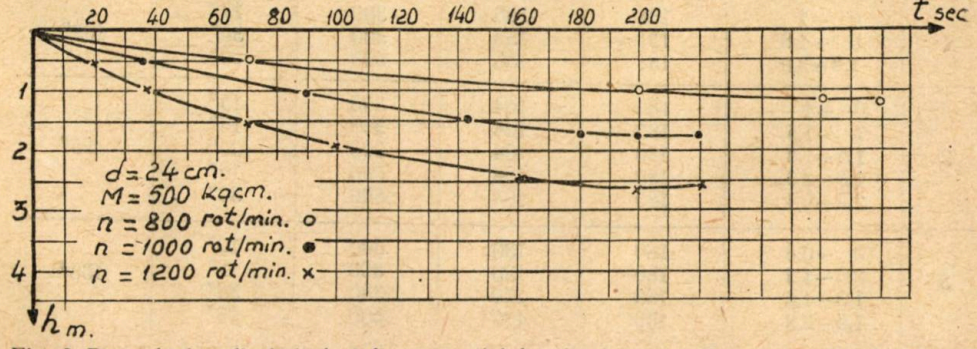


Fig. 6. Dependența adîncimii de înfigere a pilotului din lemn cu diametru mediu de 24 cm în funcție de timp, pentru un moment al excentricilor de 500 kgcm.

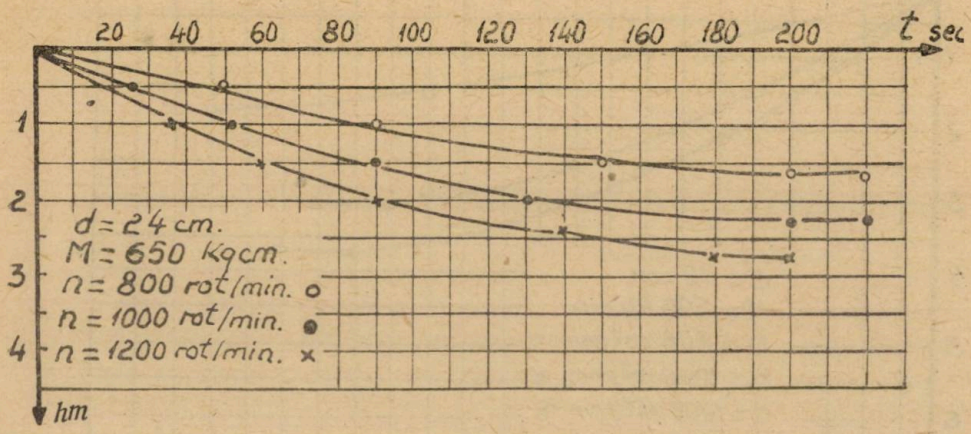


Fig. 7. Dependența adîncimii de înfigere a pilotului din lemn cu diametru mediu de 24 cm, în funcție de timp, pentru un moment al excentricilor de 650 kgcm.

Tabela 3

Măsurători asupra înfigerii palplanșei de lemn cu secțiune 20/5 cm, pe șantierul complex social studențesc Timișoara cu vibratorul VE-3 [2], în pămînturi nisipoase

Cota m	Timpul de scufundare în sec. la			Observații
	p_0=1,8 kg/cm² (vibrare)	p_0=1,2 kg/cm² (vibrare)	p_0=1,2 kg/cm² (vibroperc.)	
2,00	0,00	0,00	0,00	VE3
2,50	12,00	15,00	18,00	M=34 kgcm
3,00	20,00	25,00	36,00	
3,50	30,00	42,00	60,00	
4,00	35,00	60,00	80,00	ω=300 sec^{-1}
4,50	45,00	72,00	100,00	
5,00	60,00	90,00	120,00	

Observații : p_0 = presiunea statică pe secțiunea transversală a palplanșei.

Tabela 4

Măsurători la înfigerea palplanșei din lemn de 30/7 cm și lungime 4,00 șantier Stația de cu vibratorul VE-1 [2], în pămînturi nisipoase

Nr. crt.	Cota	M_{exc} kgcm	ω_{exc} sec^{-1}	G kg	t parțial sec.	t total sec.
1	0 −1	131	156	300	12″	102″
	0 −1,8	131	156	300	30″	
	1,8−2,0	131	156	600	60″	
2	0 −1	180	104	300	15″	95″
	1 −1,5	180	104	300	10″	
	1,5−1,8	180	104	300	30″	
	1,8−2,02	180	104	600	10″	
	2,2−2,4	180	104	600	30″	
3	0 −0,8	180	130	300	10″	108″
	0,8−1,3	180	130	300	8″	
	1,3−1,6	180	130	380	30″	
	1,6−2,3	180	130	600	60″	

Tabela 5

Măsurători făcute la înfigerea palplanșelor de lemn pe șantierul Timișoara I cuvibratorul VE-1 [2], în pământuri nisipoase

Nr. crt.	Elementul dimensiuni	Parametrii			h m	Timpul sec.		Viteza medie m/min.	
		M_{exc} kgcm	ω_{exc} ses^{-1}	G kg		parțial	total	parțial	total
1	Palplanșe lemn 4 m lungime 30/7	180	104	550	0–1 1–2 2–3 3–4 4–5 5–6	10 12 15 20 – –	57	6 5 4 3 – –	4,2
2	Idem 4,00 m lungime 30/7	180	125	550	0–1 1–2 2–3 3–4 4–5 5–6	9 11 14 17 – –	51	6,6 5,4 4,3 4,5 – –	4,7
3	Idem 3,00 m lungime 30/7	180	125	550	0–1 1–2 2–3 3–4 4–5 5–6	9 11 15 – – –	35	6,6 5,4 4 – – –	5
4	Idem 3,00 m lungime 20/7	180	155	550	0–1 1–2 2–3 3–4 4–5 5–6	8 10 13 – – –	31	7,5 6 4,6 – – –	5,8
5	Idem 3,00 m lungime 20/7	180	125	550	0–1 1–2 2–3 3–4 4–5 5–6	9 11 15 – – –	35	6,6 5,4 4 – – –	
6	Idem 3,00 m lungime 14/7	180	125	550	0–1 1–2 2–3 3–4 4–5 5–6	8 10 13 – – –	31	7,5 6 4,6 – – –	5,8

5. PRELUCRAREA ŞI INTERPRETAREA REZULTATELOR EXPERIMENTALE

În figurile menţionate sînt prezentate rezultatele măsurătorilor adîncimii de înfigere în funcţie de timp. După cum se observă curbele respective au în prima parte a înfigerii elementului, o pantă mai pronunţată, ceea ce arată că viteza de înfigere pentru început este mai mare, scăzînd pe măsură ce pilotul înaintează în teren. Se mai vede că pentru curbele a căror pantă iniţială este mai mare, corespunde şi o adîncime maximă de înfigere mai mare. Această observaţie valabilă pentru toate curbele obţinute experimental, duce la concluzia că viteza iniţială a înfigerii v_0 (considerînd drept viteza iniţială viteza pentru primul metru al înfigerii) determină în cazul unor pămînturi cu aceeaşi stratificaţie, adîncimea maximă de înfigere.

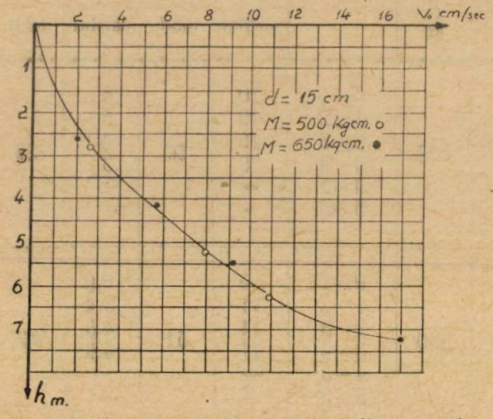


Fig. 8. Dependenţa adîncimii de înfigere a pilotului din lemn cu diametru mediu de 15 cm, de viteza iniţială de înfigere.

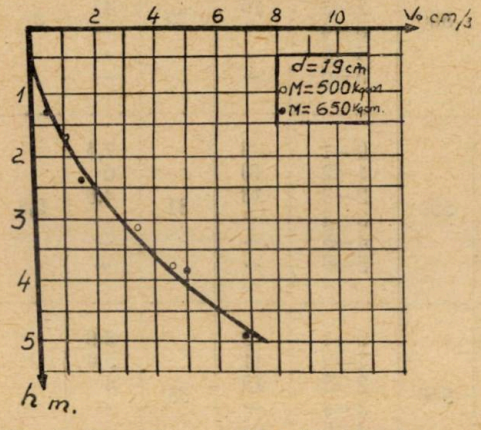


Fig. 9. Dependenţa adîncimii de înfigere a pilotului din lemn cu diametru mediu de 19 cm, de viteza iniţială de înfigere.

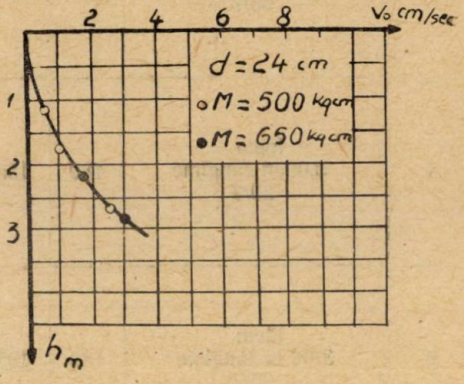


Fig. 10. Dependenţa adîncimii de înfigere a pilotului din lemn cu diametru mediu de 24 cm, de viteza iniţială de înfigere.

Într-adevăr construind diagrama dependenţei adîncimii maxime de înfigere (figura 8—10), de valoarea vitezei iniţiale pentru pilotul cu diametrul mediu de 15 ; 19 şi 24 cm, se observă că adîncimea de înfigere creşte cu creşterea vitezei iniţiale.

Acest lucru pus în evidență în mod experimental, a fost corelat [1] într-o relație de forma :

$$h_{max} = \alpha \sqrt{v_0}$$

unde :

α este un coeficient stabilit experimental. Folosind valorile măsurătorilor făcute s-a ajuns la următoarele valori (pentru cazul piloților de lemn):

$d = 15$ cm $\quad \alpha = 180\ \text{cm}^{\frac{1}{2}}\ \text{sec}^{\frac{1}{2}}$

$d = 19$ cm $\quad \alpha = 170\ \text{cm}^{\frac{1}{2}}\ \text{sec}^{\frac{1}{2}}$

$d = 24$ cm $\quad \alpha = 160\ \text{cm}^{\frac{1}{2}}\ \text{sec}^{\frac{1}{2}}$

După cum rezultă coeficientul α scade cu creșterea secțiunii transversale a pilotului.

Această relație ne permite ca atunci cînd se cunoaște viteza inițială să putem calcula adîncimea maximă de înfigere, precum și o apreciere indirectă a variației rezistenței stratificației în adîncime, prin urmărirea aplicabilității ei.

În ceea ce privește creșterea vitezei inițiale de înfigere, s-au făcut încercări în funcție de mărimea forței de oscilație maximă, pentru valori ale raportului $\eta = \frac{P_0}{G} < 10$ rezultatul încercărilor făcute fiind prezentat în tabela 2 și figurile 11—13.

Din analiza diagramelor obținute se observă o creștere liniară a vitezei inițiale de înfigere (v_0), cu creșterea lui P_0. Această creștere este mai mare pentru piloții de secțiuni mai mici și mai mică pentru cei cu secțiuni mai mari. Totodată se pune în evidență, necesitatea unei forțe de oscilație P_0 minimă necesară spre a se ajunge la o anumită valoare a vitezei inițiale v_0. Folosind graficele din figurile 11—13 putem scrie o relație de legătură între dependența vitezei inițiale de înfigere v_0 și mărimea amplitudinei maxime a forței perturbatoare P_0.

$$v_0 = \beta (P_0 - P_{0nec})$$

unde :

$P_0 = \frac{M\omega^2}{g}$

ω = viteza unghiulară de rotație a excentricilor,

M = momentul static al maselor excentrice,

P_{0nec} = amplitudinea forței perturbatoare necesară spre a se ajunge la o adîncime de minimum 1 m funcție de natura pămîntului, dimensiunile și natura pilotului.

Din rezultatele prezentate în figurile 11—13, se vede că P_{0nec}, în cazul de față are valori de la 2—2,3 tone, fiind funcție de dimensiunile pilotului.

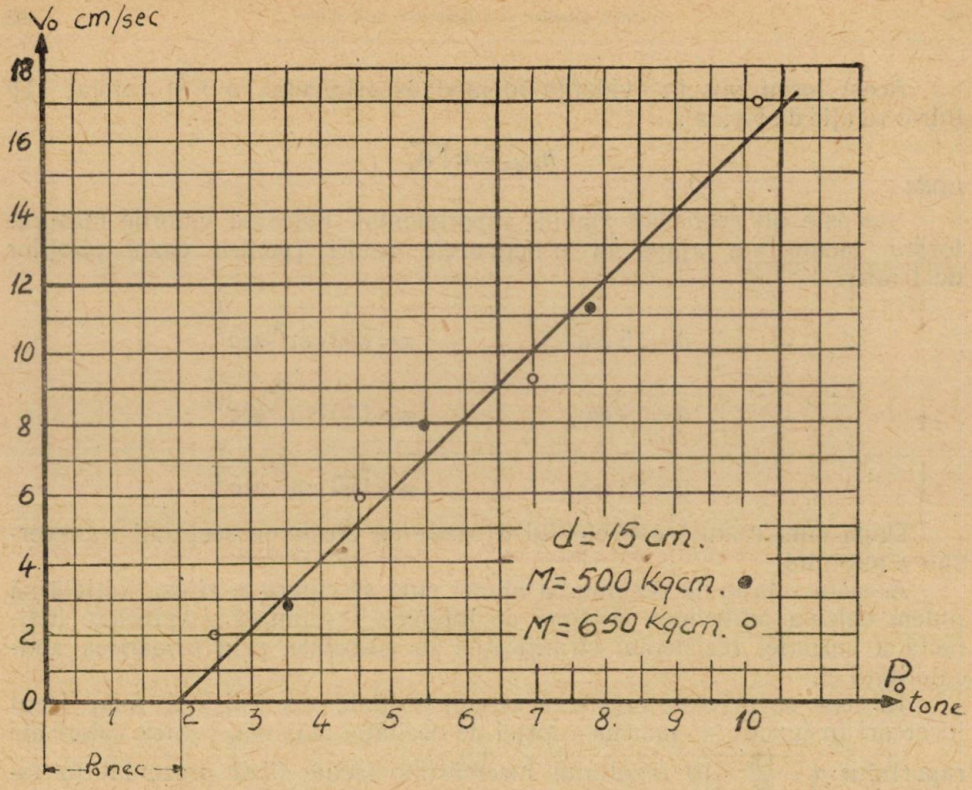


Fig. 11. Dependența vitezei inițială de înfigere de mărimea amplitudinei maxime a forței perturbatoare, pentru pilotul din lemn cu diametrul mediu de 15 cm.

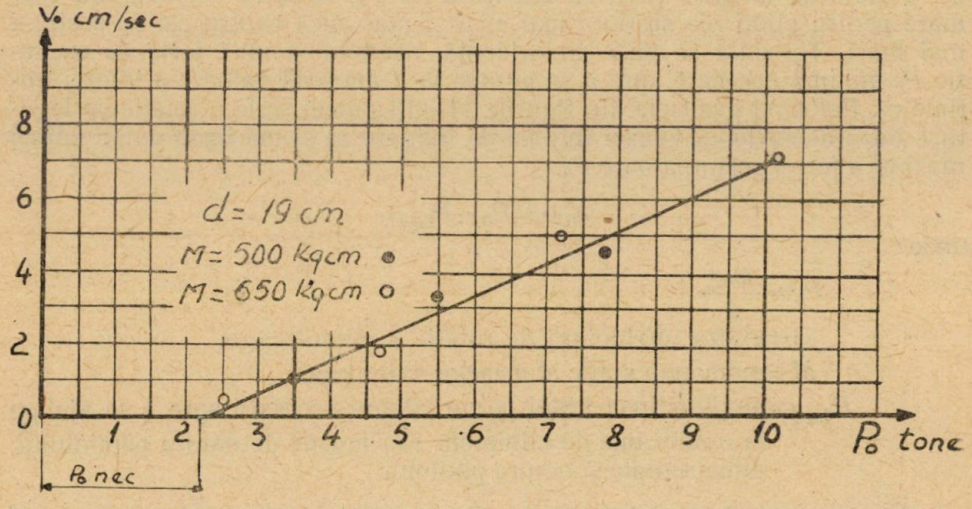


Fig. 12. Dependența vitezei inițiale de înfigere de mărimea amplitudinei maxime a forței perturbatoare, pentru pilotul din lemn cu diametru mediu de 19 cm.

β=un coeficient de legătură ce se determină experimental și care reprezintă tangenta trigonometrică a unghiului făcut de dreptele $v_0=f(P_0)$ cu axa P_0.

În general acest coeficient are valori subunitare, și numai în cazul unor elemente subțiri și pământuri slabe, el are valori supraunitare.

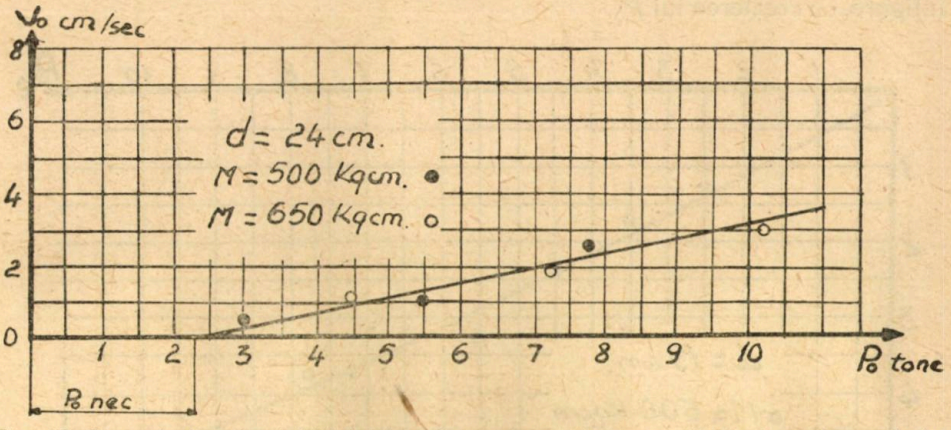


Fig. 13. Dependența vitezei inițiale de înfigere de mărimea amplitudinei maxime a forței perturbatoare, pentru pilotul din lemn cu diametru mediu de 24 cm.

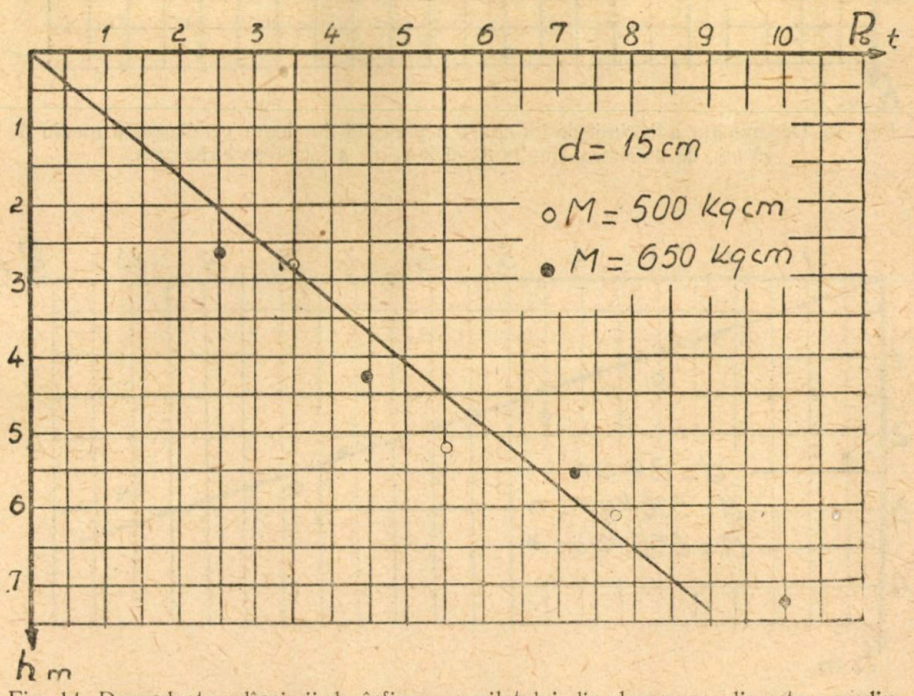


Fig. 14. Dependența adîncimii de înfigere a pilotului din lemn cu diametru mediu de 15 cm, de mărimea amplitudinei maxime a forței perturbatoare.

În figurile 14—16 se prezintă dependența adîncimii de înfigere de mărimea amplitudinii maxime a forței perturbatoare P_0, pentru valori $\eta = \frac{P_0}{G} < 10$.

Din experimentările făcute rezultă o creștere liniară a adîncimii de înfigere, cu creșterea lui P_0.

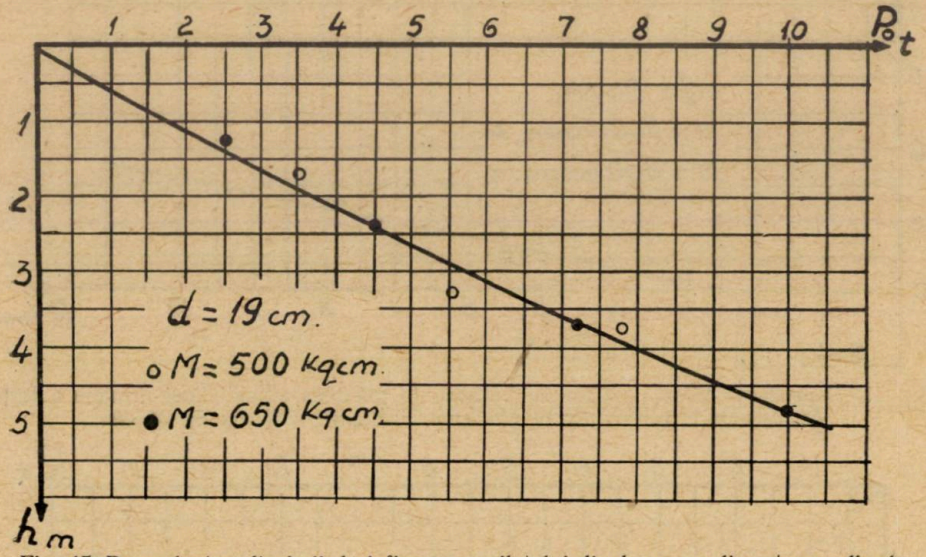


Fig. 15. Dependența adîncimii de înfingere a pilotului din lemn cu diametru mediu de 19 cm, de mărimea amplitudinei maxime a forței perturbatoare.

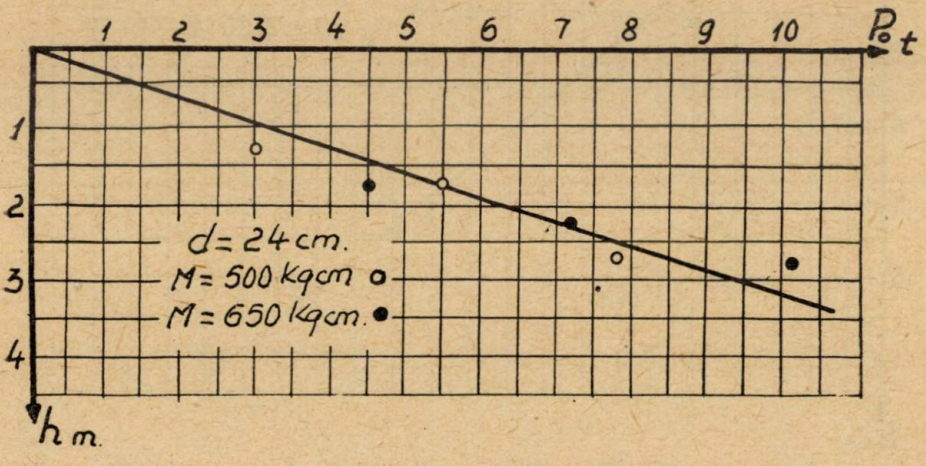


Fig. 16. Dependența adîncimii de înfigere a pilotului din lemn cu diametru mediu de 24 cm, de mărimea amplitudinei maxime a forței perturbatoare.

6. CONCLUZII

Încercările făcute pun în evidență unele aspecte importante în practica înfigerii piloților prin vibrare dintre care menționăm :

Viteza de înfigere a piloților în aceleași condiții de pilot, pămînt, și parametrii pentru vibratorul folosit, depinde de adîncimea de înfigere scăzînd cu aceasta.

Adîncimea maximă pînă la care poate ajunge un pilot înfipt prin vibrare (în aceleași condiții), depinde de viteza inițială de înfigere.

Între viteza inițială și adîncimea maximă de înfigere există o relație de legătură verificată experimental pentru cazurile de față.

Pentru obținerea unor viteze inițiale, este necesar ca mărimea forței perturbatoare să depășească o anumită valoare minimă, concretizată printr-o mărime de circa 4—5 ori greutatea ansamblului pilot-vibrator, adică o valoare corespunzătoare reducerii substanțiale a forțelor de frecare dintre pilot și pămînt [2].

Între viteza de înfigere și mărimea amplitudinei maxime a forței perturbatoare a vibratorului, în lucrare se stabilește o relație de legătură, pentru care se pun în evidență cîteva valori utile în practică. Rezultatele prezentate în tabelele 3—5 obținute în cazul înfigerii unor palplanșe din lemn pun în evidență valabilitatea concluziilor obținute pentru piloți din lemn și pentru cazul palplanșelor.

Rezultatul cercetărilor făcute a dus la stabilirea parametrilor necesari pentru înfigerea unor piloți și palplanșe în condiții de șantier.

BIBLIOGRAFIE

1. N. A. Preobrajenscaia, Experimentalinîe danîe o progrujenie i izvlecenie spunta i svoi vibrovaniem v pescianîh gruntah. Dinamika gruntov-sbornik No.32/1958.
2. Păunescu Marin, Contribuții la folosirea vibrațiilor pentru executarea unor lucrări de geotehnică și fundații. Revista Transporturilor Nr. 8/1962.

ПОГРУЖЕНИЕ СВАЙ И ШПУНТА ВИБРИРОВАНИЕМ ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ГЛУБИНЕ И СКОРОСТИ ПОГРУЖЕНИЯ

(РЕЗЮМЕ)

Проведенными исследованиями установлена зависимость максимальной глубины и скорости погружения деревянной сваи от параметров вибратора.

Опытным путем установлена и проверена зависимость глубины и скорости погружения деревянной сваи от интенсивности возбуждающей силы. Полученные результаты увеличивают накопленный опытный материал в области променения вибрирования при погружении свай.

L'ENFONCEMENT DES PIEUX ET DES PALPLANCHES PAR VIBRATION ; RECHERCHES SUR LA PROFONDEUR ET LA VITESSE DANS LA PROCÉDÉ DE L'ENFONCEMENT

(RÉSUMÉ)

Les recherches effectuées ont mise en évidence la dépendance de la profondeurs maximale et de la vitesse d'enfoncement des pieux de bois par rapport aux paramètres du vibrateur.

On a établi et l'on a vérifié en vertu des recherches expérimentales, l'interdépendance existante entre les profondeurs et entre la vitesse initiale d'enfoncement du pieu de bois en fonction de l'intensité de la force perturbatice.

Les résultats obtenus permettent l'accumulation d'un matériel expérimental concernant l'utilisation de la vibration à l'enfoncement des pieux.

PERSPECTIVA PE SUPRAFAȚĂ RETINALĂ PLANĂ ȘI DE REVOLUȚIE ÎN CONSTRUCȚII HIDROTEHNICE

DE

POPP V., CHIU T., MIHAESCU CONSTANȚA și ROȘA SIDONIA

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

În general la vizionarea unui obiect ochiul nu-l poate cuprinde în întregime, el se rotește în orbită repede, îl recepționează succesiv, dînd o senzație de continuitate.

Pentru o clară viziune, imagiunea trebuie să se afle pe foveola centrală, care la distanța de 1 m poate cuprinde o suprafață de dimensiunile unui ochi.

Fiecărei etape de succesiune îi corespunde o suprafață de proiecție plană, care nu este aceeași. Distanțele proiectate trebuie să fie cele corespunzătoare etapei.

Totalitatea acestor planuri formează înfășurătoarea unei sfere.

La perspectiva după metoda clasică, proiectarea se face pe o singură suprafață retinală plană, deci cu erori, deformații a distanțelor față de realitate, care cresc proporțional cu mărimea dimensiunilor.

În scopul diminuării lor ochiul se amplasează cît se poate de îndepărtat, pentru asimilarea suprafeței plane cu una sferică.

Acest procedeu clasic, nu elimină erorile și provoacă greutăți în executarea pozei, focarele îndepărtate necesitînd spațiu și o atenție deosebită la trasarea razelor vizuale lungi.

În perspectiva cu corecturi sferice, se face o proiecție pe o suprafață retinală plană unică, executîndu-se corecturile orizontale și verticale a distanțelor, corespunzător ca și cum proiecția s-ar realiza pe o suprafață retinală sferică.

Poza cu distanțele corectate după proiecțiile în succesiune (sferic), ochiul o recepționează, cum ar vedea obiectul în natură, fără deformații.

În lucrarea de față s-a dat o metodă de rezolvare a perspectivei cît mai reale, pentru construcții a căror lungime este în mod evident mare față de înălțime.

S-a lucrat în perspectivă un tronson dintr-un baraj de greutate, utilizînd metoda clasică și metoda cu corecturi sferice a distanțelor.

S-a luat aceeași poziție a ochiului (distanță și înălțime), deci obiectul a fost privit sub același unghi vizual.

În metoda studiată s-a considerat că sînt suficiente corecturile sferice orizontale, pentru a elimina deformațiile evidente, cele verticale putînd fi neglijate, neaducînd schimbări esențiale în înfățișarea pozei. Înălțimile față de lungimi fiind mici, proiecția orizontală a sferei a fost considerată ca și a unui cilindru.

S-a adoptat coborîrea proiecției orizontale și utilizarea unui centru S pentru determinarea înălțimilor în poză.

În proiecția orizontală s-au executat corecturile sferice, prin desfășurarea distanțelor de pe proiecția orizontală a sferei, pe suprafața retinală plană luată.

Desfășurarea arcelor pe suprafața retinală plană, s-a executat cu ajutorul distanțelor de corectură (x), care variază în funcție de unghiul (α) ce-l formează suprafața retinală plană cu unul din paramente.

Această variație a fost reprezentată printr-o diagramă, calculată cu o eroare maximă de desfășurare egală cu 0,2 mm, practic inexistent, pentru $r \leqslant 10$ cm, r fiind depărtarea ochiului de suprafața retinală plană (fig. 1).

Distanța (x) citită din diagramă s-a trasat pe prelungirea depărtării ochiului din proiecția orizontală, în sens invers celui spre plan.

Punctele de intersecție a razelor vizuale cu proiecția orizontală a sferei au fost unite linear cu capătul distanței de corectură și linia prelungită pînă la intersecția ei cu urma orizontală a suprafeței retinale plane.

S-a obținut astfel desfășurarea arcelor de cerc pe suprafața retinală plană (fig. 2).

În continuare s-a executat perspectiva în mod obișnuit.

S-au tras următoarele concluzii :

La perspectiva clasică

— Din cele două perspective realizate (fig. 3 și fig. 4), s-a constatat, că la lungimea întreagă a barajului, în execuția perspectivei pe o suprafață retinală plană, din cauza deformațiilor mari orizontale față de cele verticale, poza apare cu înălțimea mai scundă decît cum ar trebui să fie, față de proporțiile din realitate.

— Eroarea ce se produce prin proiecția după metoda clasică se majorează de atîtea ori, cît de mare este multiplicatorul distanțelor pentru a se obține o perspectivă de mărimea cerută.

— Pentru a obține cu metoda clasică o perspectivă mai apropiată de realitate, focarele trebuie prevăzute la o distanță cît se poate de mare, adică ochiul să fie cît se poate de îndepărtat de obiect. Prin aceasta erorile sînt micșorate dar nu sînt eliminate.

— Suprafață retinală plană, avînd ochiul îndepărtat, poate fi asimilată cu suprafața unei sfere, de rază egală cu distanța de la ochi la planul retinal. Focarele îndepărtate însă produc greutăți în executarea pozei, deoarece necesită spațiu și o atenție deosebită la trasarea razelor vizuale lungi.

La perspectiva cu corectură sferică

— Cu metoda corecturilor sferice s-a obţinut o reprezentare pe o suprafaţă retinală plană unică, la fel de fidelă cu realitatea, avînd efectul unei proiecţii ca pe o suprafaţă retinală sferică.

— La construcţiile hidrotehnice cazul barajelor, unde înălţimea faţă de lungime este mult mai mică, a fost suficient să se execute numai corecturile sferice orizontale, pentru a elimina deformaţiile evidente, cele verticale, putînd fi neglijate, neaducînd schimbări esenţiale în înfăţişarea pozei.

— La perspectiva cu corectura sferică se elimină erorile de proiecţie şi mărirea pozei poate fi prevăzută arbitrar şi fără eroare.

— La $(r) = 10$ cm, din calculele făcute s-a stabilit că eroarea maximă ce poate surveni este de 0,2 mm, practic inexistentă. Cu cît (r) este mai mic eroarea scade mai mult. Acest fapt înseamnă că se pot utiliza proiecţii la scări mici cu mare precizie şi eficacitate, după care prin mărire proporţională să se obţină perspectiva clară dorită, cît se poate de reală şi precisă.

— La perspectiva cu corectură sferică, distanţa ochiului este aleasă arbitrar, focarele sînt mai apropiate şi ca atare se uşurează şi execută mai corect construcţia pozei.

— Unghiul vizual, stabilit practic, la metoda clasică între 18°—53°, pentru obţinerea unei perspective clare, are un interval mult mai mare cînd se execută corecturile sferice.

— Metoda dată pentru corectarea sferică este simplă, nu necesită construcţii complicate şi executarea corecturii se face mecanic.

— La perspectiva cu corectură, executată după toate cerinţele trebuie să se realizeze corecturile sferice orizontale, verticale şi să se utilizeze focarul de convergenţă a elementelor verticale. Al treilea focar se ia numai atunci cînd este aproape, diferenţa între oblică şi verticală este mare, de altfel se consideră la infinit şi oblica se înlocuieşte cu verticala.

— Pentru baraje s-a utilizat metoda simplificată, cu corecturi sferice orizontale, care dă poze asemănătoare cu realitatea şi cu mult îmbunătăţite faţă de cele obţinute prin metoda clasică.

Prezenta comunicare este o parte a temei ştiinţifice din planul catedrei pe anul 1963, ea urmînd să fie completată în continuare.

ПЕРСПЕКТИВА НА ПЛОСКОЙ СЕТЧАТОЙ ПОВЕРХНОСТИ И НА ПОВЕРХНОСТИ ВРАЩЕНИЯ

(РЕЗЮМЕ)

При класической перспективе, на плоской сетчатой оболочке, фигура получается искаженной.

Для того чтобы избежать этот факт и получить фигуру как можно реальнее, излагаеться графический метод горизонтального, сферического коректива, примененный к перспективе плоской сетчатой оболочки.

Указываются преимущества данного метода.

LA PERSPECTIVE SUR UNE SURFACE RÉTINAL PLANE ET DE RÉVOLUTION

(RÉSUMÉ)

Dans la perspective classique, sur une surface rétinale plane, l'image obtenue subit des déformations.

Pour les éliminer afin d'obtenir une image plus proche de la réalité, on expose une méthode graphique de la correction sphérique horizontale, appliquée dans la perspective sur la surface rétinale plane.

On met en évidence les avantages de cette méthode.

PROCEDEU PENTRU REDUCEREA DEFORMAȚIILOR DE CONTRACȚIE ȘI ELASTICO-VISCOS-PLASTICE LA BETOANE

DE

N. I. VOINA

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

Prezentul studiu teoretic și experimental se încadrează în seria de cercetări privind deformațiile elastice-vîscos-plastice la cimenturi și betoane, care de mulți ani constituie o preocupare a autorului în cadrul lucrărilor pentru elaborarea tezei de disertație.

Lucrarea ia în considerație deformațiile de scurtă și lungă durată, și pe baza proceselor structurale propune un procedeu pentru micșorarea valorilor caracteristicilor elastice-vîscos-plastice la betoane.

1. PREMIZE TEORETICE

Problema reducerii deformațiilor de contracție și elastice-vîscos-plastice, prezintă un mare interes practic mai ales dacă se ține seama de consecințele negative pe care le produc în construcții : fisurări, pierderi de tensiuni în armătura preîntinsă, concentrări de eforturi etc.

Cercetările efectuate pînă în prezent în această direcție s-au referit la preconizarea unor măsuri mai mult sau mai puțin eficace care în esență constau din : folosirea unor cimenturi cu contracții reduse la dozaje strict necesare, folosirea unor granulozități adecuate pentru agregate, menținerea elementului de construcție într-o atmosferă umedă cît mai mult timp, folosirea de cimenturi expansive etc.

Făcînd o privire critică asupra acestor procedee se constată că nu au aplicativitate generală fiind greu de realizat, iar rezultatele obținute nu sînt totdeauna cele scontate.

În scopul micșorării deformațiilor betoanelor s-a experimentat o nouă metodă care constă în esență în diminuarea valorilor contracțiilor inițiale, ce se produc în perioada de priză, prin aplicarea unei serii de vibrații în acest interval. Reducerea acestei contracții se reflectă și asupra comportării reologice ulterioare. Problema se încadrează în cercetările laboratorului comun al catedrei de Beton armat al Institutului Politehnic și Secției de

cercetări INCERC Timișoara, avînd drept scop găsirea unor mijloace eficiente de reducerea deformațiilor.

Primele rezultate obținute prin aplicarea acestui procedeu a fost publicată în lucrarea [1] cu care ocazie s-a sesizat că vibrarea intermitentă a betoanelor în intervalul de priză duce în afară de creșterea substanțială a rezistențelor și la micșorarea deformațiilor elastice-vîscos-plastice și de contracție.

Premizele teoretice ale procedeului, pe scurt, sînt următoarele :

În perioada de priză are loc contracția masivă a pastei de ciment datorită proceselor de hidratare-hidroliză și absorției interioare a apei spre interiorul granulei de ciment. Valorile acestei contracții pe paste pure de ciment, așa după cum s-a stabilit într-o lucrare anterioară [2], sînt în funcție de compoziția mineralogică a cimenturilor, de ordinul 3—5,5 mm/m. Din cauza că evoluția acestor contracții întîmpină opoziții, în sistemul ciment-agregate-apă iau naștere tensiuni interne care produc în secțiunile mai puțin consolidate microfisuri. Dacă în perioada de priză se aplică vibrarea repetată a betonului atunci contracțiile inițiale nu se mai produc în sistem, ci individual pe granule, evitîndu-se apariția tensiunilor și microfisurarea. Revibrarea probelor în această perioadă duce la mărirea compactității betonului, la reducerea efectivă a raportului *a/c* și la eliminarea suplimentară de aer oclus la amestecare și turnare.

Acestea influențează evoluția ulterioară a contracțiilor și crează condiții ca dezvoltarea deformațiilor elastice-vîscos-plastice la betoanele revibrate să se efectueze după o curbă modificată față de cea caracteristică pentru betoanele vibrate.

2. DATE EXPERIMENTALE

Modificarea structurii pastei și a pietrei de ciment prin revibrare se restrînge și asupra comportării la sarcini de scurtă și lungă durată.

Pentru aplicațiile practice este necesară să se stabilească relații cantitative între deformațiile elastice-vîscos-plastice și vibrarea repetată a pastei de ciment în perioada de priză.

2.1. Confecționarea probelor

Pentru a corela efectele reducerii deformațiilor elastice-vîscos-plastice cu natura mineralogică a cimenturilor s-au experimentat 3 tipuri de cimenturi, și anume :

— ciment alitic, A ;
— ciment portland, P ;
— ciment feroportland-belitic, FPB.

Caracteristicile fizico-chimice și mineralogice ale cimenturilor sînt date în tabela 1.

Tabela 1

Tipul ciment,	Timp de priză				Apă de consist. norm. %	Rezistența la compresiune pe mortar standard, R_0 kg/cmp	
	Început		sfîrșit				
	ore	min.	ore	min.		7 zile	28 zile
A	1	45	3	45	28	435	485
P	2	30	4	30	27,7	318	423
FPB	2	15	5	30	25	210	361

Compoziția mineralogică

Componenți mineralogici %	A	P	FPB
C_3S	67,8	38,6	21,2
C_2S	5,9	29,0	53,4
C_3A	9,1	11,7	1,0
C_4AF	11,5	13,0	16,6

Cu paste de consistențe normale au fost confecționate :

— cuburi cu $l=7{,}07$ cm pentru determinarea rezistenței la compresiune ;

— prisme de $5\times5\times30$ cm pentru determinarea deformațiilor de durată și ale construcției pe probe martor ;

— prisme de $10\times10\times30$ cm pentru determinarea deformațiilor elastice.

Probele au fost împărțite în două serii :

— prima serie a fost vibrată numai la turnare ;

— a doua serie, a fost revibrată în intervalul turnare-sfîrșit de priză.

Vibrarea și revibrarea s-a făcut pe o masă vibrantă de 2 800 oscilații/minut.

Revibrarea s-a făcut din 30 în 30 minute cu o durată de 30 secunde.

Probele au fost păstrate după cum urmează :

— 24 de ore în cofraje:;

— 1—7 zile în mediu umed și apoi în hală de experimentare la temperatura de 15—20 °C.

2.2. Deformațiile elastice

Deformațiile elastice au fost determinate pe probe de pastă pură realizate cu cele trei tipuri de cimenturi și care au fost compactizate conform indicațiilor menționate la punctul 2.1. Aparatura folosită în acest scop este redată în fig. 1.

Încercările s-au efectuat la vîrsta de 28 zile pe probe de dimensiunea $10\times10\times30$ cm, iar rezultatele sînt trecute în tabela 2.

Prin încercări de scurtă durată la eforturi de 0,30 și 0,50 din rezistența la compresiune la 28 de zile, se constată că revibrarea duce la reducerea deformațiilor elastice specifice calculate din raportul : ε_e/σ ; unde

ε_e = deformație elastică, mm/m ;

σ = efortul, în kg/cm^2.

Tabela 2

Indicativ ciment	Modul de compactiz.	Rezist. la compresiune R_c, kg/cmp	Efortul la treptele de încărcare σ/Rb			Deformațiile la treptele de încărcare, mm/m σ/Rb			Moduli de elasticitate plasticitate, kg/cmp·10⁶ la σ/Rb			Deformațiile elastice specifice $\varepsilon_e/\sigma \cdot 10^6$ 0,3
			0,3	0,5	0,7	0,3	0,5	0,7	0,3	0,5	0,7	
A	V	550	165	275	385	0,927	1,65	2,75	178	166	140	5,63
	RV	1 290	387	645	903	1,28	2,72	5,03	300	260	180	3,40
P	V	440	132	220	308	0,826	1,42	2,57	160	155	120	6,26
	RV	925	277,5	462,5	647,5	1,32	2,19	3,81	210	210	170	4,77
FPB	V	340	102	170	238	0,704	1,41	2,64	145	120	90	6,93
	RV	537	161,1	268,5	375,9	0,921	1,58	3,13	175	170	120	5,70

Diminuarea acestui parametru care indică în modul cel mai real comportarea reologică este în funcție de natura cimenturilor fiind observată și în acest caz o comportare net diferențiată, determinată de compoziția mineralogică.

Din compararea rezultatelor obținute pe probele revibrate și martor, valoric rezultă următoarele scăderi medii : 44% pentru cimentul alitic, 30% pentru cimentul portland și 17% pentru cimentul feroportland belitic.

Comportarea diferențiată la revibrare a cimenturilor în funcție de natura mineralogică se resfrînge în mod evident și asupra deformațiilor elastice. O explicație satisfăcătoare a rezultatelor obținute se poate formula numai în lumina acceptării ipotezelor emise privind modificările structurale datorită revibrării. Aceste ipoteze pleacă de la faptul că întrucît cimenturile posedă în perioada de priză contracții inițiale diferite și care se reduc diferențiat la revibrare produc și o reducere diferită a deformațiilor elastice la cimenturi și betoane.

2.3. Deformațiile viscos-plastice

Studiul deformațiilor vîscos-plastice a fost efectuată pe probe de diametru 5×5× ×30 cm puse în operă conform indicațiilor de la punctul 2.1. Dispozitivele și aparatura folosită pentru determinarea deformațiilor vîscos-plastice sînt redate în fig. 2.

Date amănunțite în legătură cu aceste aparate se găsesc în lucrarea [3]. Avînd în vedere rezistențele mari determinate pe probele revibrate (1 000 kg/cm²) și capacitatea relativ mică de încărcare a dispozitivelor cu arcuri (7 500 t), pentru a se asigura un efort constant de lungă durată de 0,33 din rezistența la compresiune, a fost necesar ca studiul să se efectueze pe probe de 5×5× ×30 cm. Vîrsta probelor în momentul încărcării a fost de 7 zile.

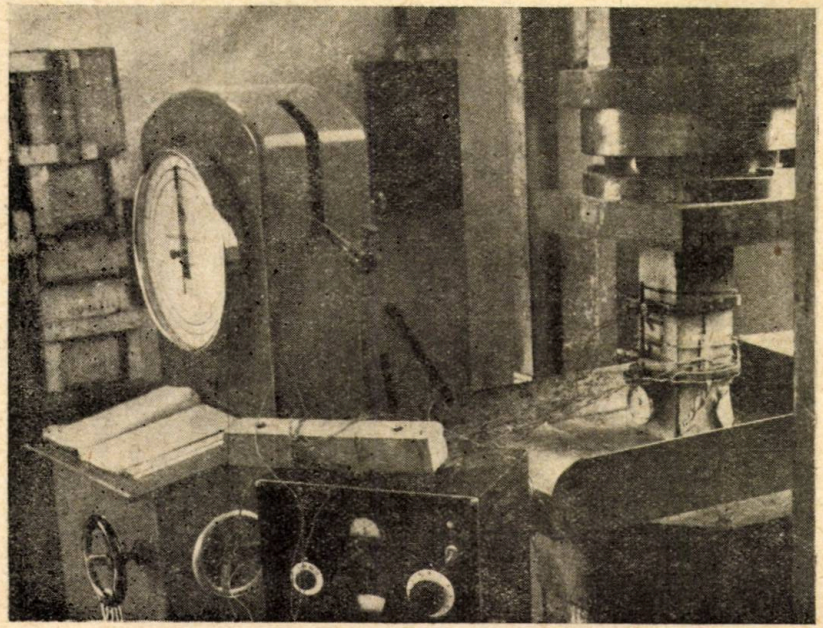


Fig. 1. Dispozitiv pentru studiul deformațiilor elastice.

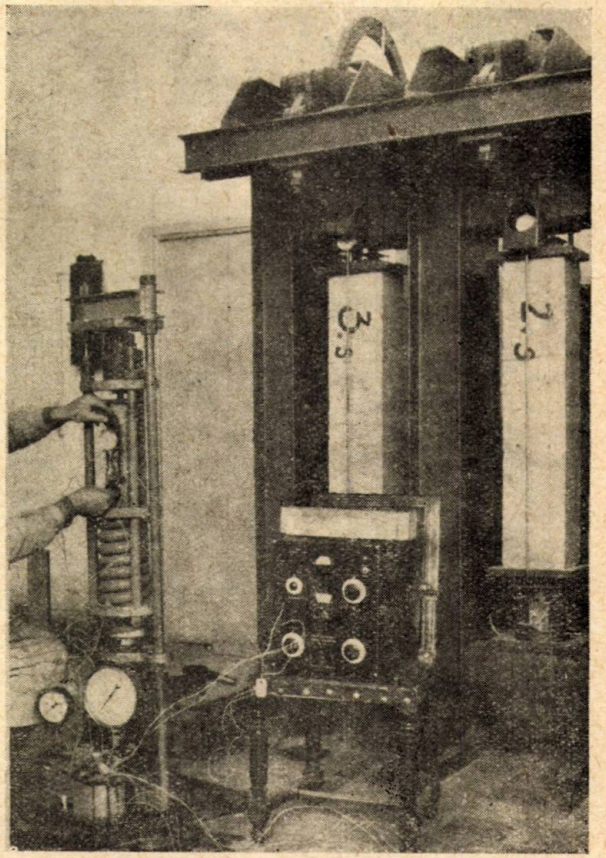


Fig. 2. Dispozitiv pentru studiul deformațiilor de durată.

În tabela 3 sînt reprezentate datele privind sarcinile de compresiune la care au fost încărcate probele. Pentru fiecare tip de ciment au fost încărcate cîte două probe de compoziție identică, vibrate și revibrate.

Tabela 3

Indicativul cimentului	Seria	Rezistența la compresiune R_c la 7 zile, kg/cmp.	Efortul de încărcare kg/cmp.
A	1	463	154
	2	990	316
P	1	345	114
	2	675	222
FPB	1	230	76
	2	338	111

În tabela 4 sînt date valorile deformațiilor la încărcare și sub sarcina constantă pînă la vîrsta de 90 zile.

Pe baza datelor din tabela 4, în fig. 3, 4 și 5 sînt date diagramele deformațiilor sub sarcină de construcție și de curgere lentă.

Din examinarea acestor diagrame rezultă următoarele: Cimenturile alitice avînd în compoziția lor cantități mari de C_3S se întăresc rapid și prezintă comparativ cu cimenturile portland normale și feroportland belitice, la același procent de încărcare din rezistența la compresiune, o deformabilitate mai ridicată. Finețea de măcinare superioară a acestor cimenturi contribuie și ea de asemenea la majorarea deformațiilor la vîrstă tînără prin faptul că generează cantități mai mari de geluri. Cu toate acestea la același efort unitar cimenturile alitice prezintă în general o deformabilitate mai mică decît cele feroportland belitice. Acest lucru a fost scos în evidență din compararea valorilor deformațiilor specifice calculate cu ajutorul raportului între deformațiile de curgere lentă ε_{cl} și eforturile specific σ. Pentru a putea interpreta rațional comportarea diferită a cimenturilor, pe lîngă natura mineralogică a lor, care generează cantități diferite de cristale și geluri, mai trebuie ținut seama și de faptul, că dacă se încarcă probele la vîrsta de 7 zile la o sarcină de 0,33 din R_c, la aceea vîrstă, cu timpul, această stare de eforturi se modifică neuniform pentru diferitele tipuri de cimenturi în timp, în funcție de evoluția rezistențelor în intervalul de timp considerat. Aceste stări de eforturi diferite în timp, care se datoresc creșterii neuniforme a rezistențelor, eronează valorile deformațiilor sub sarcină de durată, fiind posibil ca deformațiilor totale, măsurate sub sarcina de durată a cimenturilor să fie mai mari decît a cimenturilor belitice. Pentru a putea aprecia comparativ deformațiile la tipurile de ciment studiate este necesar să se calculeze deformația specifică dată de raportul curgere lentă (efort specific (ε_{cl}/σ). Acest parametru fiind cel mai indicat să arate comportările deosebite la sarcini de durată a cimenturilor în funcție de compoziția mineralogică a lor. Rezultatele privind deformațiile specifice sînt reprezentate în fig. 6.

Tabela 4

Ciment	Efortul de încărcare kg/cm²	Durata în zile	Deformațiile în mm/m			Deformația specifică $\frac{\varepsilon\ cl}{\sigma} \cdot 10^{-3}$
			sub sarcina ε inc.	contr. ε c	curgere lentă ε cl	
Alitic	154	7	1,12	0,42	0,70	4,54
		14	1,76	0,73	1,03	6,68
		28	2,26	0,97	1,29	8,37
		56	2,81	1,12	1,69	10,96
		90	3,18	1,26	1,92	12,95
Alitic revibrat	326	7	0,97	0,25	0,72	2,22
		14	1,50	0,40	1,10	3,40
		28	1,81	0,50	1,31	4,40
		56	2,35	0,62	1,73	5,30
		90	2,89	0,71	2,18	6,60
Portland	114	7	0,75	0,16	0,59	5,17
		14	1,10	0,36	0,74	6,50
		28	1,33	0,52	0,81	7,11
		56	1,80	0,76	1,04	9,13
		90	2,20	0,94	1,26	11,06
Portland revibrat	222	7	0,67	0,12	0,55	2,50
		14	0,95	0,22	0,73	3,30
		28	1,29	0,36	0,93	4,40
		56	1,67	0,51	1,16	5,10
		90	1,97	0,65	1,32	6,00
Feroportland belitic	76	7	0,52	0,18	0,34	4,49
		14	0,74	0,36	0,38	5,00
		28	1,16	0,64	0,52	6,38
		56	1,65	0,75	0,90	11,82
		90	2,16	1,04	1,12	14,72
Feroportland belitic revibrat	111	7	0,56	0,12	0,44	4,00
		14	0,80	0,30	0,50	4,50
		28	1,22	0,52	0,70	6,30
		56	1,71	0,63	1,08	9,80
		90	2,19	0,86	1,33	12,10

Comparînd deformațiile specifice ale celor 3 tipuri de cimenturi studiate, se constată că cele mai mari deformații le prezintă cimenturile bogate în C_2S, adică cimenturile de tip belitic.

Rezultatele obținute concordă, cel puțin la probe încărcate la vîrste tinere, bine cu datele obținute de I. Seikin confirmînd totodată teoria lui cu privire la influența naturii cimenturilor asupra deformațiilor elastice-vîscos-plastice.

Date amănunțite în legătură cu comportarea la sarcini de durată a diferitelor tipuri de cimenturi de compoziție mineralogică diferită se găsesc în lucrarea [4].

Îmbunătățirea structurii prin reducerea contracției inițiale, reducerea aerului oclus, micșorarea raportului *a/c*, ca rezultat a revibrării influențează

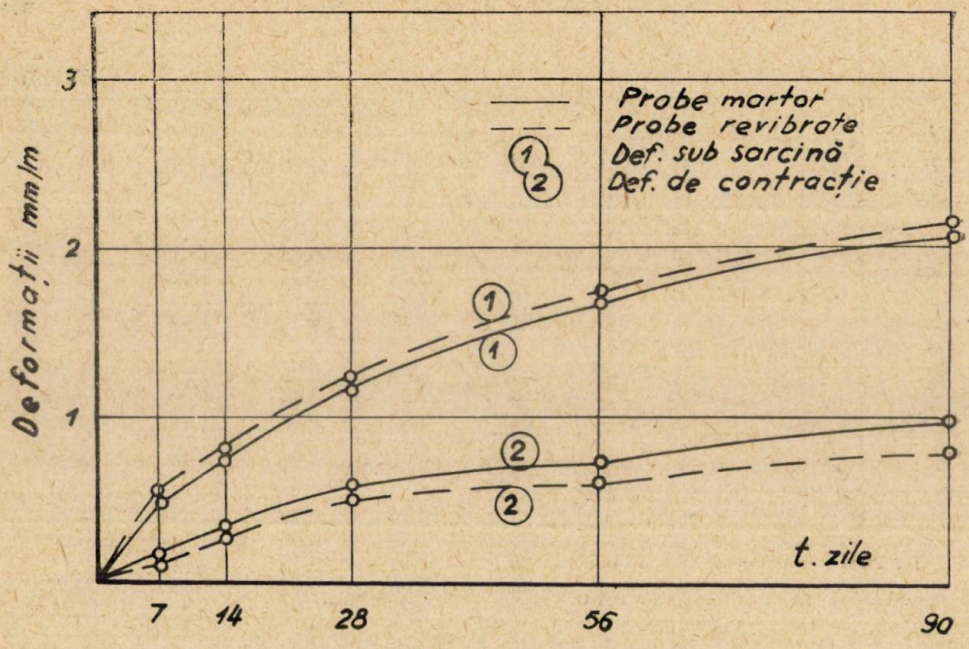


Fig. 5. Deformațiile sub sarcina de durata și contracțiile pentru probele de ciment feroportland belitic vibrate și revibrate.

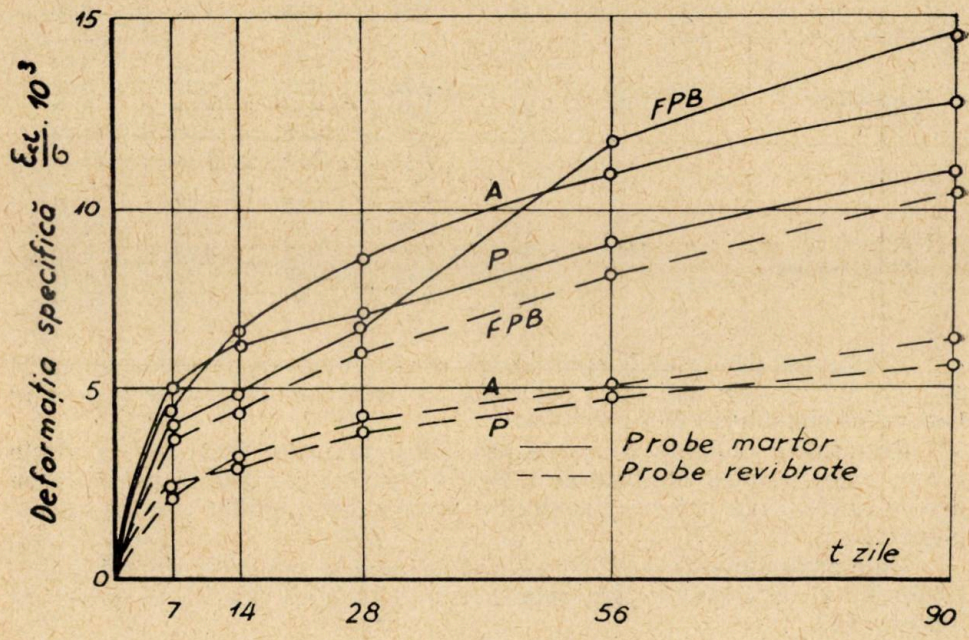


Fig. 6. Valorile deformațiilor specifice pentru probele vibrate și revibrate, din cimentul alitic, portland și feroportland belitic.

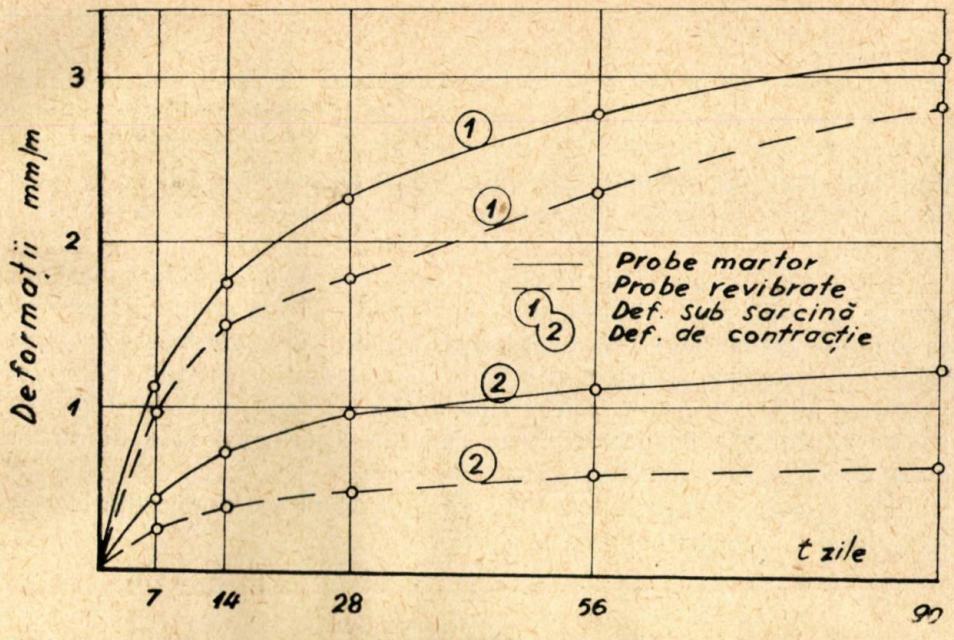


Fig. 3. Deformațiile sub sarcina de durată și contracțiile pentru probele de ciment alitic vibrate și revibrate.

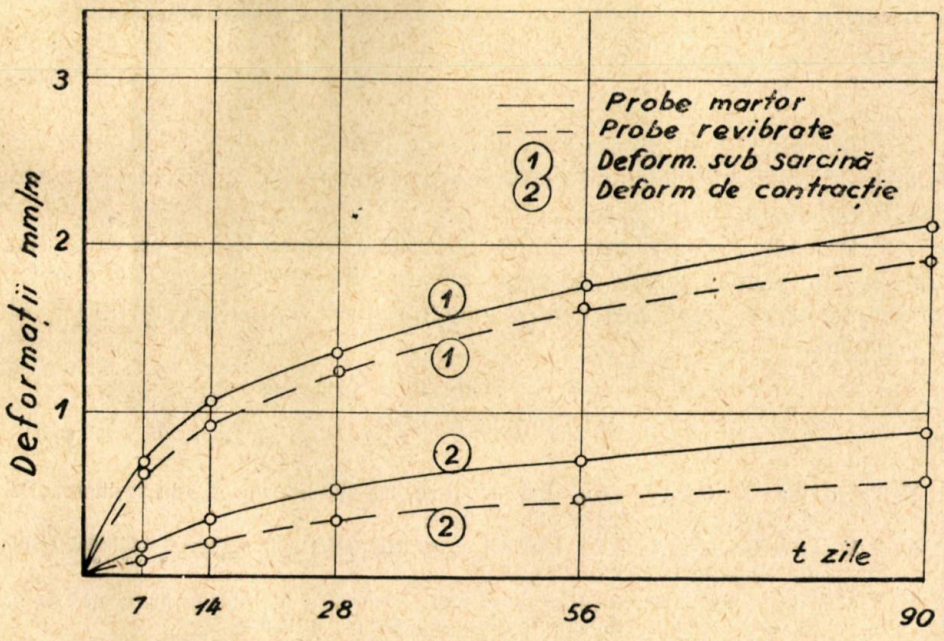


Fig. 4. Deformațiile sub sarcina de durata și contracțiile pentru probele de ciment portland vibrate și revibrate.

direct comportarea probelor la sarcinile de durată. Se observă ca la probele revibrate se obține o diminuare importantă a deformațiilor elastice vîscos-plastice. Această constatare este mai evidentă în cazul deformațiilor specifice. Din motivele arătate mai sus, pentru aprecierea stării de deformație a probelor revibrate comparația trebuie făcută asupra deformațiilor specifice.

Din compararea acestui parametru pentru probele din cele 3 cimenturi rezultă că influența revibrării nu se manifestă uniform și egal. Dacă se ia ca indice de comparație deformațiile specifice din datele din tabela 4, rezultă următoarele scăderi pentru cele 3 tipuri de cimenturi : 40—50% pentru cimenturile alitice, 30—40% pentru cimenturile Portland normale și 8—12% pentru cimenturile belitice. Ordinea stabilită aici logică și e în concordanță cu ipotezele formulate anterior.

Se remarcă și în acest caz rolul deosebit care-l are compoziția mineralogică asupra efectelor obținute prin revibrare.

CONCLUZII

Pe baza rezultatelor obținute se pot stabili următoarele concluzii :

1. Prin aplicarea vibrațiilor repetate în perioada de priză se obține o structură a pietrei de ciment mult îmbunătățită ca rezultat al reducerii contracțiilor inițiale și a tensiunilor interne, fapt ce se reflectă asupra caracteristicilor fizico-mecanice prin diminuarea deformațiilor elastice-vîscos-plastice.

2. S-a stabilit că diminuarea deformațiilor elastice-vîscos-plastice e în funcție de natura chimico-mineralogică a cimenturilor, fiind în acest sens determinate valori cantitative.

3. Procedeul studiat este simplu de aplicat în practică și prezintă mari avantaje nu numai pentru reducerea contracțiilor și deformațiilor elastice-vîscos-plastice cît mai ales pentru îmbunătățirea calităților generale ale betoanelor.

BIBLIOGRAFIE

1. N. I. Voina, M. Păunescu, Îmbunătățirea calității betoanelor prin revibrare. Rev. Constr. și Mater. Construcții. Nr. 9/1962.
2. N. I. Voina, Unele aspecte ale formării structurii pastei sub acțiunea revibrării. Buletin INCERC-ISCAS nr. 4/1962.
3. N. I. Voina, Studiul deformațiilor elastice-vîscos-plastice la betoane în funcție de natura agregatelor. Buletin INCERC-ISCAS nr. 3/1962.
4. N. I. Voina, Deformațiile elastice-vîscos-plastice în funcție de natura cimentului ; Buletin INCERC-ISCAS nr. 4/1962.

МЕТОТД УМЕНЬШЕНИЯ УСАДАЧНЫХ, УПРУГИХ И ВЯЗКО-ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ БЕТОНА

(РЕЗЮМЕ)

В работе даются первичные результаты при уменьшения упругих и вязко-пластических деформаций бетона вследствие уменьшения начальных сжатий путём ревибрирования в период твердения.

Уменьшения деформаций тесно связаны с химико-минералогическим составам цементов, изучаются при этом три специфических типа.

PROCÉDÉ POUR LA RÉDUCTION DES DÉFORMATIONS DE CONTRACTION ET ÉLASTIQUES VISCO-PLASTIQUES DE BÉTONS

(RÉSUMÉ)

On présente dans cet ouvrage les premiers résultats obtenus en ce qui concerne la réduction des déformations élastiques visco-plastiques des bétons, conséquence de la diminuation des contractions initiales par révibrations dans la période de prise.

Les valeurs de la diminuation des déformations sont en stricte coré lation avec la composition chimique et minéralogique des ciments. On a étudié 3 types spécifiques.

STUDIUL REZISTENȚEI LA ÎNAINTARE A ORGANELOR ACTIVE ALE MAȘINILOR AGRICOLE PENTRU LUCRĂRILE SOLULUI NISIPOS

DE

M. MODIGA, C. FLORESCU, ȘT. CĂPROIU, D. TÎRCOMNICU, V. TUȚULAN, N. CORNOIU

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

1. INTRODUCERE

Dimensionarea organelor active, în vederea obținerii unor construcții raționale de mașini agricole pentru lucrările solului, corespunzătoare condițiilor țării noastre, impune ca o condiție de bază, cunoașterea eforturilor de tracțiune opuse de organele active și a rezistenței specifice a solurilor respective.

Cunoscîndu-se limitele de variație a forțelor de tracțiune și ale rezistențelor specifice, se pot realiza perfecționări în mod continuu ale mașinilor agricole, contribuindu-se la o creștere ritmică a producției și o reducere a prețului de cost al produselor agricole.

Deoarece atît forțele cît și rezistențele specifice, variază în limite foarte mari de la un tip la altul de sol, se impun studii în acest sens asupra tuturor tipurilor de sol din țara noastră.

Încercările cu diferite organe active folosite la mașinile pentru lucrările solului, s-au efectuat pe solurile nisipoase din valea Jiului regiunea Oltenia, care reprezintă peste 200 000 ha. Aceste soluri sînt puțin studiate sub aspect mecanic și fizico-mecanic.

Aceste soluri au rezultat datorită vîntului Austru, cald și secetos, care bate de la vest și sud-vest, care a antrenat materialul nisipos spre est și nord-est, depunîndu-l la diferite distanțe sub formă de dune și interdune, dispuse paralel cu direcția vîntului și avînd între 3—4 m diferență de nivel între ele, cu pante între 0—10,5%.

2. METODICA ȘI REZULTATELE EXPERIMENTALE

Pentru efectuarea măsurătorilor s-au ales suprafețe de teren care au cuprins forme de dune și interdune așa fel ca să reprezinte cît mai tipic relieful acestor soluri nisipoase. Direcția de deplasare a agregatelor de mașini

agricole la lucrările obișnuite în aceste locuri este perpendiculară pe curbele de nivel, de aceea s-a ales aceiași direcție de deplasare și pentru aparatura cu care s-au efectuat măsurătorile.

Pentru determinarea forțelor și rezistențelor specifice opuse de sol diferitelor organe active de la mașinile agricole pentru lucrările solului, s-a proiectat și executat o aparatură adecvată. Această aparatură a constat dintr-o remorcă dinamometrică pe două axe și cu grindeie prevăzute cu paralelograme deformabile pentru montarea diferitelor organe active, folosite în mod obișnuit la lucrările solului. Aparatura permite reglarea adîncimii și lățimii de lucru în limitele practicate la mașinile actuale.

Forța de tracțiune corespunzătoare organului activ experimentat, s-a înregistrat folosindu-se dinamometre cu arcuri semieliptice la care s-au atașat dispozitive de înregistrare acționate de la una din roțile de transport ale remorcii dinamometrice, cu raportul de transmitere de 1 : 100 la mecanismul benzii de înregistrare.

Organele active luate în studiu au fost cuțite lungi, trupițe de plug, scormonitoare de plug, săgeți de afînare și extirpare de cultivatoare și cuțite de dislocare de la mașini de recoltat sfeclă. Aceste organe active folosite la încercări se află pe mașinile agricole existente în prezent în dotarea agriculturii țării noastre, la care s-au măsurat forțele de tracțiune variind adîncimea de lucru și viteza de deplasare.

Metodica măsurătorilor a fost întocmită după indicațiile GOST de încercarea plugurilor și cultivatoarelor, adaptate condițiilor speciale de lucru.

Măsurătorile s-au desfășurat în anii 1957—1961, în perioade cu umidități diferite ale solului, în scopul de a cuprinde valori cît mai variate ale stărilor fizico-mecanice a solurilor respective.

Este cunoscută clasificarea agrotehnică a solurilor și încadrarea solurilor nisipoase în grupul de soluri ușoare. Această încadrare determină dimensionarea organelor mașinilor folosite în aceste soluri, aplicarea normelor de lucru și de consum de carburanți, stabilite pentru solurile cele mai ușor de lucrat.

În tabela 1 sînt prezentate clasificările solurilor după mai mulți autori și din care se vede că valorile nu coincid exact.

Tabela 1

Denumirea categoriei de sol	Valorile de încadrare ale solnrilor după :			
	Minim P. I.	Instr. Min. Agric. 1961	Svirșcevschi B. S.	Nekrasov P. A.
	Kgf/cm²	Kgf/dm²	Kgf/cm²	Kgf/cm²
Grupa I	—	pînă la 40	—	—
Ușoare	0,2—0,3	—	0,2 —0,35	sub 0,3
Grupa II	—	41—50	—	—
Mijlocii	0,4—0,5	—	0,35—0,55	0,3—0,5
Grupa III	—	51—60	—	—
Grele	0,6—0,8	—	0,55—0,80	0,5—07,
Grupa IV	—	peste 60	—	—
Foarte grele	0,9—1,5	—	peste 0,80	peste 0,7

În tabela 2 sînt prezentate valorile rezistenței specifice la arat, obținute pe solurile nisipoase de la Tîmburești — Reg. Oltenia, dună și interdună în anii 1959—1961.

Tabela 2

Anul	Adîncimea de arat cm	Rezistența specifică în Kgf/cm²					
		pe duună			pe interdună		
		minimă	maximă	medie	minimă	maximă	medie
1959	25	0,6	0,8	0,75	0,2	0,6	0,4
	30	0,7	0,9	0,80	0,7	1,4	1,0
1960	15	0,28	0,35	0,31	0,28	0,45	0,37
	20	0,35	0,47	0,39	0,43	0,47	0,46
	25	0,42	0,47	0,45	0,40	0,49	0,43
	30	0,65	0,73	0,68	0,64	0,97	0,72
1961	20	0,15	0,26	0,19	0,06	0,24	0,12
	25	0,24	0,45	0,31	0,15	0,34	0,22
	30	0,29	0,54	0,44	0,38	0,57	0,46

Din datele prezentate în tabel se constată că la aratul acestor soluri la adîncimea de 25 cm, rezistența specifică obținută, ar îndreptăți încadrarea lor în grupurile de soluri mijlocii și grele, iar la aratul la adîncimea de 30 cm, încadrarea în grupul de soluri foarte grele. Deci includerea solurilor nisipoase în categoria solurilor ușoare, nu corespunde în permanență realității.

Proprietățile fizico-mecanice ale acestor soluri, variază foarte mult, în funcție de factorii climatici, rezultînd valori ale rezistenței specifice la arat, care ar îndreptăți încadrarea lor în toate categoriile de sol clasificate, ușoare, mijlocii, grele și foarte grele. Aceste constatări vor trebui luate în considerație atît la proiectarea mașinilor agricole pentru lucrările acestor soluri, cît și la fomarea agregatelor și normelor de lucru respective.

Perioadele de executare a măsurătorilor sînt caracterizate prin umidități diferite ale solului și s-a constatat că umiditatea cea mai mare a fost în anul 1957 și cea mai redusă în anul 1960, iar în anul 1961 s-a plasat aproximativ între aceste limite.

Deoarece majoritatea cercetărilor agrotehnice, fito-tehnice etc. executate pe aceste soluri nisipoase, prezintă rezultatele în funcție de formațiile de relief-dună și inter-dună, s-a căutat a se grupa măsurătorile, ținînd cont și de acești factori, adică pentru a pune în evidență influența acestor forme de relief asupra rezistenței la tracțiune și a rezistenței specifice a solului nisipos la înaintarea organelor active încercate.

În graficele — fig. 1 și 2 — sînt prezentate variațiile forței de tracțiune și rezistenței specifice pentru cuțite lungi pe dună și interdună, în funcție de adîncimea de lucru.

MŰSZAKI EGYETEM KÖNYVTÁRA BUDAPEST 1848

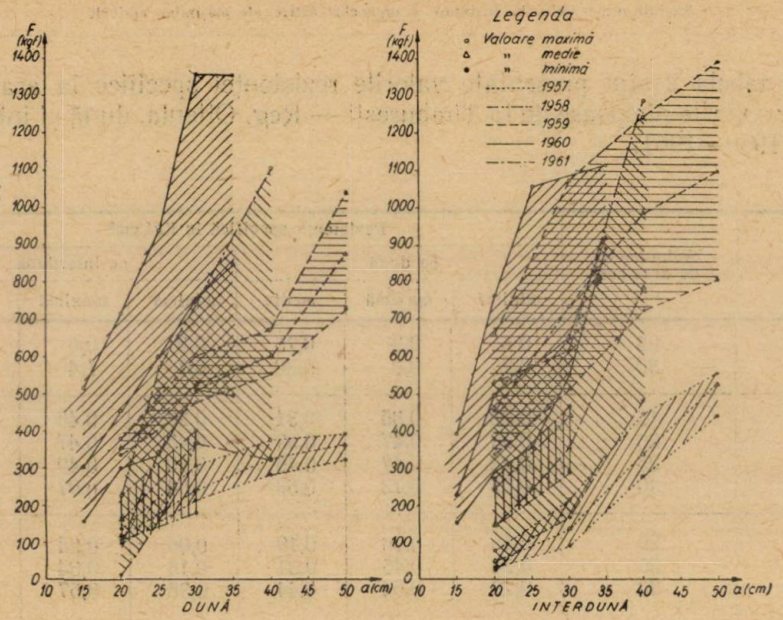

Legenda
Valoare maximă
" medie
" minimă
1957
1958
1959
1960
1961
F (kgf)
a (cm)
DUNĂ
INTERDUNĂ

Fig. 1.

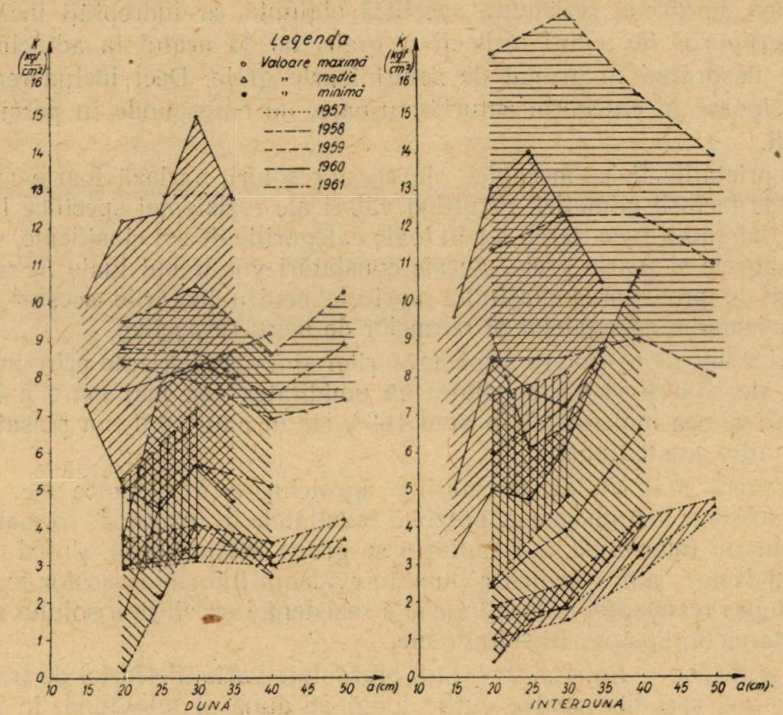

Legenda
Valoare maximă
" medie
" minimă
1957
1958
1959
1960
1961
K (kgf/cm²)
a (cm)
DUNĂ
INTERDUNĂ

Fig. 2.

Se remarcă atît pe dună cît și pe interdună o creștere pronunțată a forței de tracțiune pînă la adîncimea de 30 cm, după care pînă la adîncimea de 50 cm, creșterea este puțin pronunțată pe dună și foarte pronunțată pe interdună. Rezistența specifică pe dună cît și pe interdună, crește pînă la adîncimea de 30 cm, după care scade pînă la adîncimea de 50 cm.

Se remarcă de asemeni că limitele de variație, atît ale eforturilor de tracțiune cît și ale rezistențelor specifice, pentru aceleași adîncimi de lucru, se apropie odată cu creșterea umidității și se îndepărtează odată cu scăderea umidității solului. Aceiași situație se remarcă la creșterea adîncimii de lucru.

Pentru trupițe de plug pe dună, forța de tracțiune medie la adîncimea de 30 cm., în anul 1960 a fost de 607 kgf. iar în anul 1961 de 395 kgf., deci o scădere de cca. 1,5 ori. Umiditatea solului, la aceiași adîncime a crescut cu 0,42% în anul 1961 față de anul 1960.

Rezistența specifică medie în aceleași condiții, a variat de la 0,68 kgf/cm^2 în anul 1960 la 0,44 kgf/cm^2 în anul 1961, deci o micșorare de cca. 1,5 ori.

Pe interdună la aceiași adîncime de 30 cm, forța de tracțiune medie a scăzut de la 642 kgf în anul 1960, la 415 kgf în anul 1961, deci o aceiași micșorare de cca. 1,5 ori. Umiditatea solului la aceiași adîncime de 30 cm a crescut cu 1,26%. De asemenea rezistența specifică medie a scăzut de la 0,72 kgf/cm^2 în anul 1960 la 0,46 kgf/cm^2 în anul 1961, deci o micșorare de cca. 1,5 ori.

În graficele — fig. 3 și 4 — sînt prezentate variațiile forței de tracțiune și rezistența specifică pentru trupițe de plug, pe dună și interdună, în funcție de adîncimea de lucru.

Creșterea forței de tracțiune cît și a rezistenței specifice este mai pronunțată de la adîncimea de 25 cm pe ambele formațiuni de relief, — dună și interdună.

Limitele de variații ale forței de tracțiune cît și ale rezistenței specifice, pentru trupițele de plug, cresc odată cu creșterea adîncimii de lucru atît pe dună cît și pe interdună. De asemenea se constată că limitele de variație ale forței de tracțiune cît și ale rezistenței specifice, cresc odată cu scăderea umidității solului.

Pentru scormonitoare de plug pe dună forța de tracțiune medie la adîncimea de 35 cm, în anul 1960 a fost de 752 kgf, iar în anul 1961 de 375 kgf, deci o creștere de cca. 5 ori. Umiditatea solului la aceiași adîncime de 35 cm a crescut cu 1,05% în anul 1961 față de anul 1960. Rezistența specifică medie în aceleași condiții a variat de la 0,75 kgf/cm^2 în anul 1960 la 3,75 kgf/cm^2 în anul 1961, deci o creștere de cca. 5 ori.

Pe interdună la aceiași adîncime de 35 cm forța de tracțiune medie a crescut de la 776 kgf în anul 1960 la 3 482 kgf în anul 1961, deci de cca. 4,5 ori. Umiditatea solului la aceiași adîncime de 35 cm, a crescut cu 0,79% în anul 1961 față de anul 1960. Rezistența specifică medie a crescut de la 0,77 kgf/cm^2 în anul 1960 la 3,38 kgf/cm^2 în anul 1961, deci de cca. 4,4 ori.

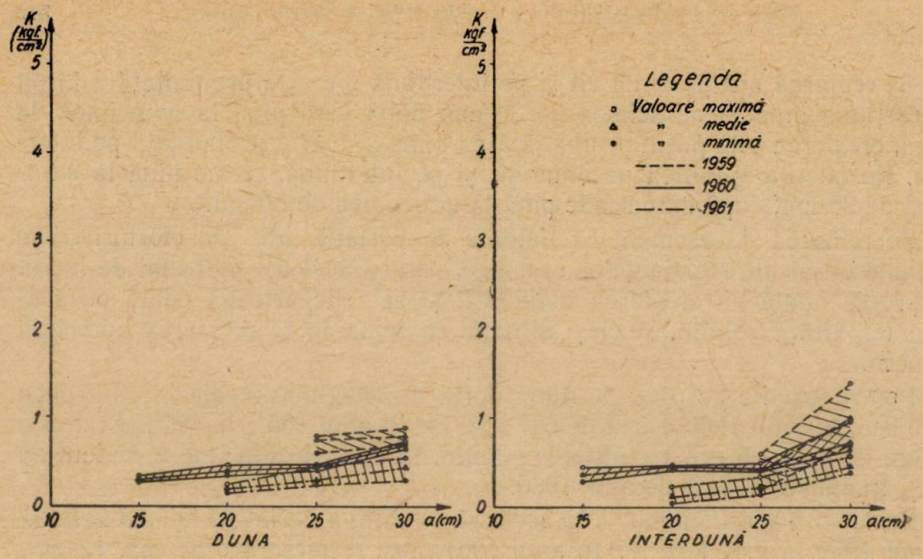

K (kgf/cm²)
5
4
3
2
1
0
10
15
20
25
30
a(cm)
DUNA
INTERDUNĂ
Legenda
Valoare maximă
" medie
" minimă
1959
1960
1961

Fig. 3.

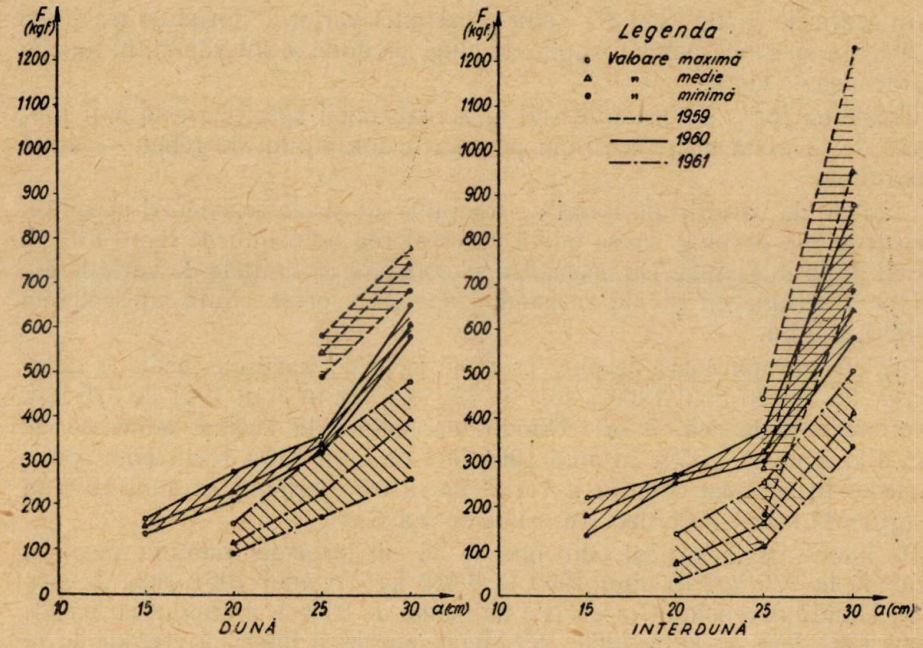

F (kgf)
1200
1100
1000
900
800
700
600
500
400
300
200
100
0
10
15
20
25
30
a(cm)
DUNĂ
INTERDUNĂ
Legenda
Valoare maximă
" medie
" minimă
1959
1960
1961

Fig. 4.

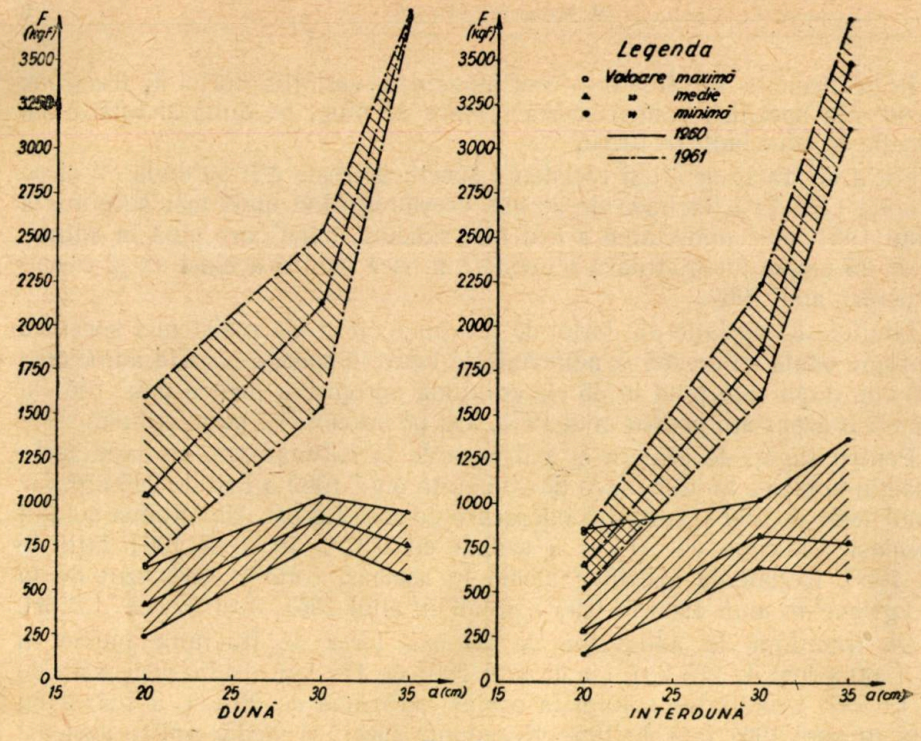

F (kgf)
3500
3250
3000
2750
2500
2250
2000
1750
1500
1250
1000
750
500
250
0
15
20
25
30
35
a(cm)
DUNĂ
INTERDUNĂ
Legenda
Valoare maximă
» medie
» minimă
1960
1961

Fig. 5.

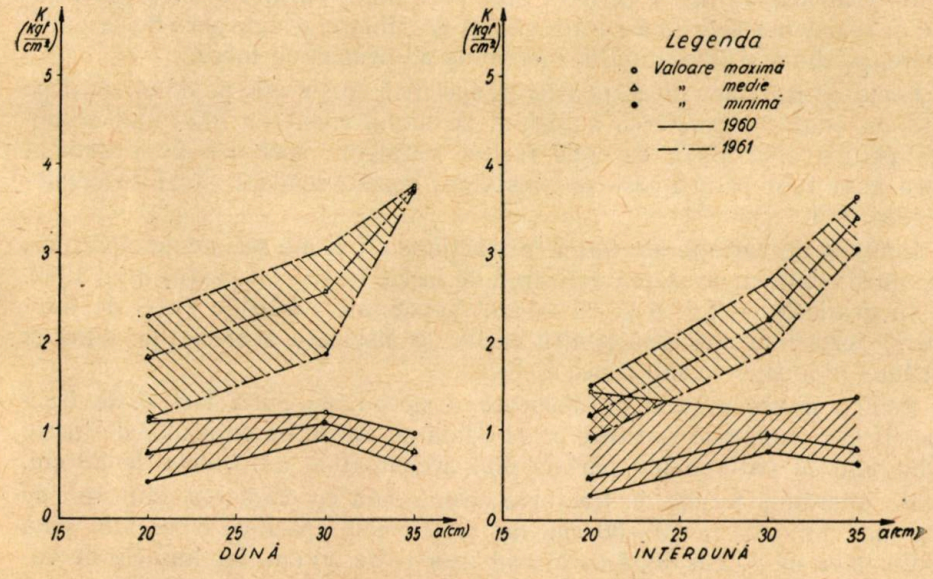

K (kgf/cm²)
5
4
3
2
1
0
15
20
25
30
35
a(cm)
DUNĂ
INTERDUNĂ
Legenda
Valoare maximă
» medie
» minimă
1960
1961

Fig. 6.

În graficele — fig. 5 și 6 — sînt prezentate variațiile forței de tracțiune și rezistența specifică pentru scormonitoare de plug, pe dună și interdună, în funcție de adîncimile de lucru.

Forța de tracțiune cît și rezistența specifică crește atît pe dună cît și pe interdună pînă la adîncimea de 30 cm, creșterea fiind mult mai accentuată în anul 1961, cînd umiditatea a fost mai ridicată, după care pînă la adîncimea de 35 cm se înregistrează o creștere bruscă pentru același an și o scădere pentru anul 1960.

Limitele de variație ale forței de tracțiune cît și ale rezistenței specifice se apropie odată cu creșterea adîncimii de lucru în special pînă la adîncimea de 30 cm, după care pînă la 35 cm continuă apropierea pentru anul 1961 și o ușoară îndepărtare pentru anul 1960, atît pe dună cît și pe interdună.

Pentru săgeți de afînare și extirpare de la cultivatoare, pe dună forța de tracțiune medie la adîncimea de 20 cm, în anul 1960 a fost de 225 kgf, iar în anul 1961 de 160 kgf, deci o micșorare de cca. 1,3 ori. Umiditatea solului la aceiași adîncime de 20 cm a scăzut cu 0,37% în anul 1961 față de anul 1960. Rezistența specifică medie în aceleași condiții, a scăzut de la 1,25 kgf/cm² în anul 1960 la 0,96 kgf/cm² în anul 1961, deci de cca. 1,3 ori.

Pe interdună la adîncimea de 20 cm, forța de tracțiune medie în anul 1960 a fost de 275 kgf, iar în anul 1961 de 172 kgf, deci o micșorare de cca. 1,6 ori. Umiditatea solului la aceiași adîncime de 20 cm, a scăzut cu 0,27% în anul 1961 față de 1960. Rezistența specifică medie pentru aceleași condiții de adîncime, a scăzut de la 1,51 kgf/cm² în anul 1960 la 0,97 kgf/cm² în anul 1961 deci de cca. 1,5 ori.

În graficele — fig. 7 și 8 — sînt prezentate variațiile forței de tracțiune și rezistența specifică pentru săgeți de afînare și extirpare de la cultivatoare, pe dună și interdună în funcție de adîncimea de lucru.

Forța de tracțiune cît și rezistența specifică crește atît pe dună cît și pe interdună odată cu creșterea adîncimii de lucru, creșterea fiind mai accentuată pentru anul 1960, excepție făcînd rezistența specifică pe interdună pentru anul 1961 pentru care se constată o ușoară scădere odată cu creșterea adîncimii.

Limitele de variație ale forței de tracțiune cît și ale rezistenței specifice, cresc mult odată cu creșterea adîncimii de lucru, în special pentru anul 1960.

În graficele — fig. 9 și 10 — sînt prezentate variațiile forței de tracțiune și rezistența specifică pentru cuțite de dislocare a sfeclei pe dună și interdună în funcție de adîncimea de lucru.

Pentru aceste organe de dislocare a sfeclei, pe dună forțele de tracțiune cît și rezistențele specifice cresc odată cu creșterea adîncimii de lucru, iar limitele de variație îndepărtate mai accentuat la adîncimea de 35 cm.

Pe interdună forțele de tracțiune cresc odată cu creșterea adîncimii de lucru mai puțin de la 20—30 cm, iar rezistențele specifice cresc lent pînă la adîncimea de 20 cm după care scad ușor către 30 cm, iar limitele de variație sînt apropiate.

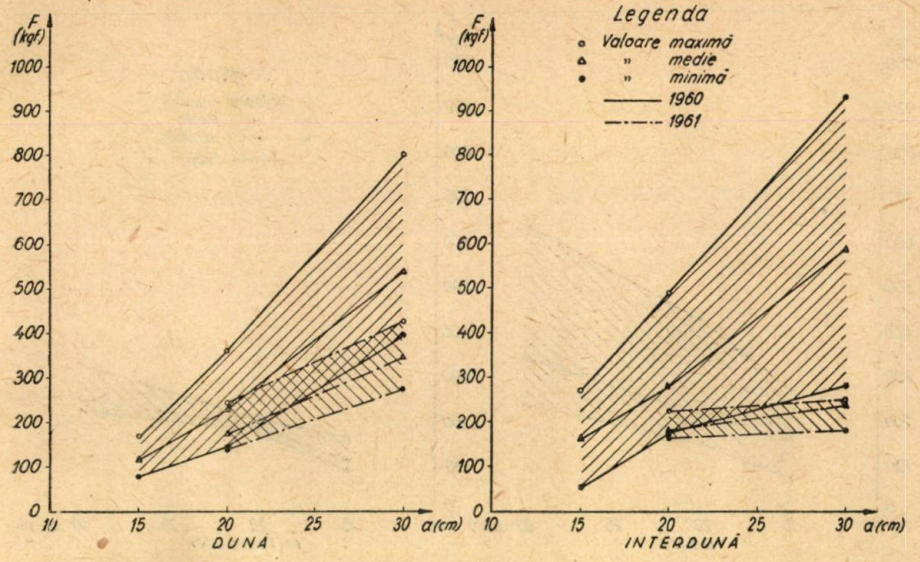

F (kgf)
1000
900
800
700
600
500
400
300
200
100
0
15
20
25
30
a(cm)
DUNA
INTERDUNĂ
Legenda
Valoare maximă
" medie
" minimă
1960
1961

Fig. 7.

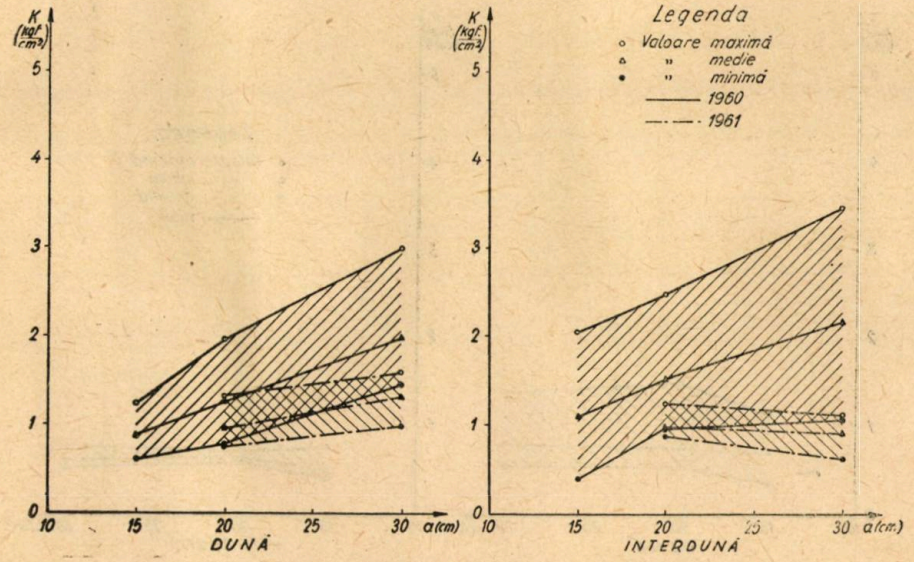

K (kgf/cm²)
5
4
3
2
1
0
10
15
20
25
30
a(cm)
DUNĂ
INTERDUNĂ
Legenda
Valoare maximă
" medie
" minimă
1960
1961

Fig. 8.

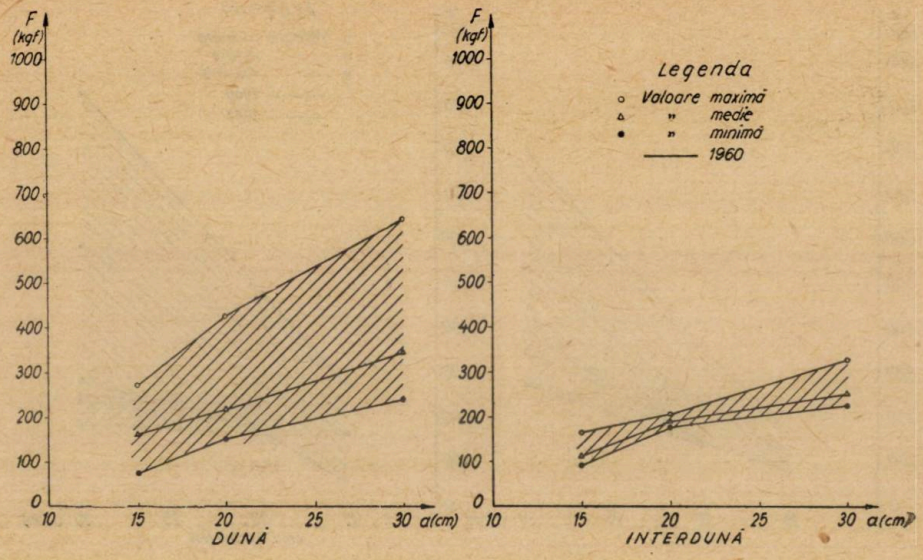

F
(kgf)
1000
900
800
700
600
500
400
300
200
100
0
10
15
20
25
30
a(cm)
DUNĂ
INTERDUNĂ
Legenda
Valoare maximă
" medie
" minimă
1960

Fig. 9.

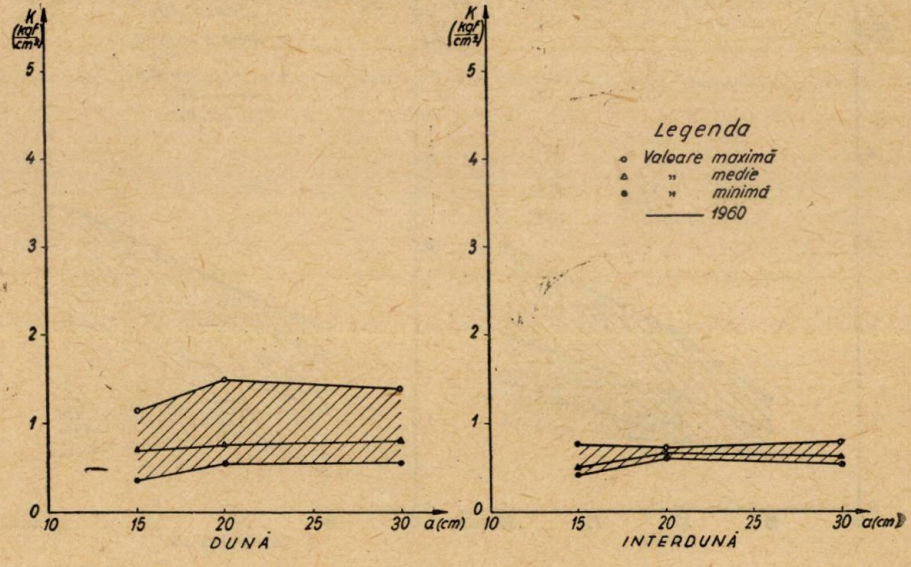

K
(kgf/cm²)
5
4
3
2
1
0
10
15
20
25
30
a(cm)
DUNĂ
INTERDUNĂ
Legenda
Valoare maximă
" medie
" minimă
1960

Fig. 10.

În tabelele 3 *a* şi 3 *b* sînt prezentate forţele de tracţiune medii, rezistenţele specifice medii şi puterile medii corespunzătoare vitezelor de deplasare, consumate pentru deplasarea organelor active pe dună şi respectiv interdună.

Tabela 3 a

Organul activ	Adîncimea reglată a_r	Adîncimea măsurată medie a_m	Secţiunea medie cm²	Treapta de viteză DT 54	Viteza medie măsurată v m/s	Forţa de tracţiune medie F kgf	Rezistenţa specifică medie K kgf/cm²	Puterea consumată medie P C. P.
Cuţite lungi	30	30,2	90,7	II	1,39	511,0	5,65	9,50
		30,0	90,0	IV	1,85	604,0	6,72	14,90
Trupiţe de plug	20	20,3	608,4	II	1,45	114,2	0,19	2,21
		20,5	614,0	IV	1,79	151,1	0,25	3,61
	30	30,1	905,0	II	1,25	395 7	0,44	6,82
		29,2	875,0	IV	1,64	454,0	0,49	9,95
Scormonitoare de plug	20	19,6	566,0	II	1,31	1 027,0	1,83	17,90
		19,6	570,0	IV	1,35	1 365,0	2,40	28,10
	30	28,6	829,0	II	1,10	2 122,0	2,56	31,00
		29,2	848,0	IV	1,20	3 640,0	4,28	52,00
Săgeţi de afînare şi extirpare	20	19,6	175,8	II	1,43	169,2	0,97	3,22
		19,8	178,4	IV	1,85	206,0	1,15	5,06
	30	29,4	264,1	II	1,39	347,7	1,32	6,44
		28,9	259,9	IV	2,04	391,0	1,51	10,62

Tabela 3 b

Organul activ	Adîncimea reglată a_r	Adîncimea măsurată a_m	Secţiunea medie cm²	Treapta de viteză DT 54	Viteza medie măsurată v m/s	Forţa de tracţiune medie E kgf	Rezistenţa specifică medie K kgf/cm²	Puterea consumată medie P C. P.
Cuţite lungi	30	30,3	91,5	II	1,37	354,2	3,80	6,49
		30,1	90,1	IV	1,85	422,7	4,62	10,40
Trupiţe de plug	20	19,8	594,5	II	1,39	71,9	0,12	1,32
		20,0	599,5	IV	1,85	145,7	0,24	3,57
	30	29,9	898,9	II	1,74	414,7	0,46	9,53
		29,9	898,5	IV	1,76	468,0	0,46	9,54
Scormonitoare de plug	20	19,5	564,0	II	1,30	652,0	1,16	11,13
		19,5	566,0	IV	1,55	1 276,0	2,26	26,30
	30	29,0	840,0	II	1,15	1 875,0	2,25	28,80
		29,1	844,0	IV	1,20	3 117,0	3,70	49,80
Săgeţi de afînare şi extirpare	20	19,6	176,0	II	1,52	171,8	0,98	3,46
		19,6	177,0	IV	1,82	187,6	1,01	4,83
	30	29,3	264,0	II	1,35	240,0	0,91	4,33
		29,6	267,0	IV	1,96	276,2	1,04	7,24

Din valorile prezentate în tabelele de mai sus se constată proporţionalitatea între creşterea vitezei de lucru şi creşterea forţei de tracţiune medii, rezistenţei specifice medii şi puterii medii consumate.

De asemeni se remarcă o creştere pronunţată a rezistenţei specifice în ordinea : trupiţe de plug, săgeţi de afînare şi extirpare, scormonitoare şi cuţite lungi, ceea ce denotă că forma organelor active, influenţează în mod deosebit în acest sens.

3. CONCLUZII

Din datele prezentate se desprind următoarele concluzii :

a) Încadrarea solurilor nisipoase în categoria — soluri uşoare — citate şi utilizate în prezent nu corespund întru totul realităţii, deoarece solurile nisipoase, în funcţie de factorii fizico-mecanici, în special umiditatea, influenţează asupra rezistenţei specifice, astfel încît pot fi încadrate în toate categoriile de sol.

b) Determinările forţelor de tracţiune medii pentru diferitele organe active utilizate la maşinile pentru lucrările solului pot servi la calculul organelor respective.

c) Determinările rezistenţei specifice medii şi a puterii consumate medii pot servi pentru formarea agregatelor de lucru în solurile nisipoase, precum şi pentru stabilirea normelor de lucru respective.

d) Variaţia rezistenţei specifice medii în limitele foarte mari în funcţie de forma organelor active, impune studii asupra parametrilor acestor organe în vederea reducerii rezistenţei specifice.

BIBLIOGRAFIE

1. Minin P. I., *Maşini Agricole*, Editura tehnică — Bucureşti 1951.
2. Instrucţiunile Ministerului Agriculturii 1961.
3. Svirşcevschi B. S., *Exploatarea parcului de maşini şi tractoare*, Editura tehnică — Bucureşti 1954.
4. Nekrasov P. A., *Maşini i orudiia dlia travapolnoi Sistemi Zemledelia* — Moscova — Soţ. Selkohoz. 1950.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЧНОСТИ ПРИ ПЕРЕДВИЖЕНИИ АКТИВНЫХ ДЕТАЛИЙ СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННЫХ МАШИН, ПРЕДНАЗНАЧЕННЫХ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ПЕСЧАНОЙ ПОЧВЫ

(РЕЗЮМЕ)

На основе измерений произведенных в течении трех лет в песчанных почвах Тымбурешти, район Олтения, были определенны силы тяги и удельные прочности для различных активных деталей сельскохозяйственных машин для обработки почвы.

На основе полученных результатов были сделанны следующие выводы :

1) Включение песчанных почв в категорию легких почв используемых в настоящее время, не соответствует всецело действительности, так

как песчанные почвы, в зависимости от физико механических факторов, в особенности от влажности, вляют на удельную прочность и могут включатся во всевозможные категории почв.

2) Определение средних сил тяги для разных активных деталей, использованных в машинах для обработки почвы, могут служить для расчета соответствующих деталей.

3) Определение удельной средней прочности и используемой средней мошности может служить для создания рабочих агрегатов в песчанных почвах, а также и для установления соответствующих рабочих норм.

4) Изменение средней удельной прочности в весьма больших пределах, в зависимости от формы активных деталей, требует исследования в связи с параметрами данных деталей ввиду снижения удельной прочности.

L'ÉTUDE DE LA RÉSISTANCE À L'AVANCEMENT DES ORGANES ACTIVES DES MACHINES AGRICOLES CONCERNANT LES TRAVAUX DU SOL SABLONNEUX

(RÉSUMÉ)

Conformément aux mesurages effectués pendant trois années dans les sols sablonneux de Timbureşti, la Région d'Oltenia, on a déterminé les forces de traction et les résistances spécifiques pour les différentes organes actives des machines agricoles en vue des travaux du sol.

Les résultats obtenus ont abouti aux conclusions suivantes :

1. L'incadration des sols sablonneux dans la catégorie — sols légers — mentionnés et utilisé en présent ne correspond en tout (entièrement) à la réalité, puisque les sols sablonneux, en fonctions des facteurs physiques et mécaniques particulièrement l'humidité — influencent la résistance spécifique de sorte qu'on peut les encadrer en n'importe quelle catégorie de sol.

2. Les détermination des forces de traction moyennes pour les differentes organes actives utilisées aux machines pour les travaux du sol peuvent servir au calcul des organes respectives.

3. Les déterminations de la résistance spécifique moyenne et de la puissance consommée moyenne peuvent egalement servir à la formation des agregats de travail dans les sols sablonneux, ainsi que'à l'établissement des normes de travail respectives.

4. La variation de la résistance spécifique moyenne, en de très grande limites, en fonction de la forme des organes actives, oblige à des études sur les paramètres de ces organes, en vue de la reduction de la résistance spécifique ayant pour but (poursuivant) la réduction de la résistance spécifique.

O NOUĂ METODĂ DE COMPENSARE A TRADUCTORILOR REZISTIVI DIN ROZETELE FOLOSITE ÎN EXTENSOMETRIA ELECTRICĂ

DE

L. BOLEANȚU, M. FISCHER

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

Domeniul în care se folosește extensometria electrică cu precădere este acela în care determinarea prin calcul a eforturilor specifice se face greu și în general cu aproximație. În asemenea situații se asimilează starea de eforturi pe suprafața elementului de rezistență, cu starea plană de eforturi ținînd seama că suprafața exploatată nu este supusă la sarcini exterioare sau dacă este, aceste sarcini sînt de natura unei presiuni a cărei valoare locală se cunoaște. În acest caz o axă principală a eforturilor este deci chiar normală pe suprafață și celelalte două direcții principale se găsesc în planul tangent la suprafață, iar pentru majoritatea materialelor (materiale izotrope) aceste direcții sînt și axe principale a stării de deformații.

Se știe că [1] pentru determinarea eforturilor principale, a direcțiilor principale și a efortului tangențial maxim într-o stare plană de eforturi este necesar și suficient să se cunoască trei deformații după direcții cunoscute. În tehnica extensometriei electrice se folosesc rozete de traductori rezistivi pentru determinarea celor trei deformații. Compensarea variațiilor de temperatură se face cu un traductor de caracteristici identice, aplicat pe un material analog cu al corpului asupra căruia se fac măsurători și așezat la aceeași temperatură, dar nesolicitat mecanic. Această condiție este greu de realizat mai ales în cazul lucrărilor industriale ce se efectuează în hale cu variații mari de temperatură, datorită curenților de aer. Compensarea parțială a variației de rezistență, datorită variației de temperatură conduce la rezultate eronate importante. Analizînd diferitele erori [3] [4] datorită: necompensării corecte, eroarea de măsurare a unghiurilor dintre cele trei direcții ale traductorilor din rozetă, contracția transversală a traductorilor etc., se ajunge la concluzia că sursa cea mai importantă de erori este compensarea necorespunzătoare a variației rezistenței electrice, datorită

temperaturilor inegale la care sînt cei doi traductori. Acest mod de compensare se va numi cu compensare exterioară.

În cele ce urmează se va descrie o nouă metodă de lucru, ce se va numi cu compensare interioară, care, aplicată parțial, contribuie la reducerea apreciabilă a erorilor provenind dintr-o compensare defectuoasă.

După [2] valorile eforturilor normale principale se calculează din:

$$\sigma_1 = \frac{E}{1-\mu^2}(\varepsilon_1 + \mu\varepsilon_2); \quad \sigma_2 = \frac{E}{1-\mu^2}(\varepsilon_2 + \mu\varepsilon_1)$$

unde:

E este modulul de elasticitate al materialului din care este confecționat elementul de rezistență, ce se studiază;

μ — coeficientul lui Poisson;

$\varepsilon_1 = A+B$ și $\varepsilon_2 = A-B$ sînt lungirile specifice principale;

A, B — valori specifice fiecărei grupări de trei traductori, denumite „rozete" și sînt date în tabela 1 o parte din aceste montaje, prelucrate după [3].

După [2] valorile eforturilor specifice principale se mai pot scrie:

$$\sigma_1 = A'' + B''$$

$$\sigma_2 = A'' - B''$$

$$\tau_{1,2} = \pm B''$$

unde:

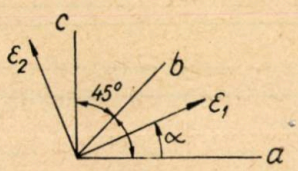
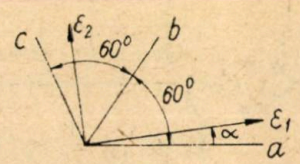
$$A'' = A\frac{E}{1-\mu}$$

$$B'' = B\frac{E}{1+\mu}.$$

Se cunosc și rozete construite din patru traductori, care folosesc al patrulea traductor numai pentru verificare dar expresiile de calcul al mărimilor A, B și $\operatorname{tg} 2\alpha$ rămîn aceleași ca în tabela 1.

Noua metodă de compensare: compensarea interioară, se bazează pe observația că mărimile B, $\operatorname{tg} 2\alpha$ sînt exprimate numai în funcție de diferențele (tabela 1) $a-b=d_1$, $a-c=d_2$ și $b-c=d_3$. Determinarea mărimii A'' și deci a lui A pentru calculul lui $\sigma_{1,2}$ necesită o măsurare cu compensare exterioară, deoarece cele trei ecuații de deformații nu sînt distincte, una fiind consecința celorlalte două.

Tabela 1

Rozeta		
A	$\frac{a+c}{3}$	$\frac{a+b+c}{3}$
B	$\frac{1}{2}\sqrt{(a-c)^2+[(b-a)+(b-c)]^2}$	$\frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{(a-b)^2+(b-c)^2+(c-a)^2}$
$\operatorname{tg} 2\alpha$	$\frac{(b-a)+(b-c)}{a-c}$	$\frac{\sqrt{3}\,(c-b)}{(a-b)+(a-c)}$

Pe baza acestei observații, utilizarea rozetelor de traductori rezistivi se va face mult mai rațional în felul următor: se determină diferențele d_1, d_2 și d_3, prin măsurare cu compensare interioară, după care un singur traductor al rozetei (de exemplu a) se conectează la un compensator exterior. Cu cele patru valori determinate: d_1, d_2, d_3 și a se pot calcula $\sigma_{1,2}$, τ și $\operatorname{tg} 2\alpha$.

CUTIA DE COMUTAȚIE

Dacă metoda descrisă mai sus s-ar folosi utilizînd o cutie obișnuită de comutație, prin desfacerea și refacerea legăturilor de borne s-ar introduce variații necontrolabile de rezistențe electrice, ceea ce ar denatura rezultatul măsurătorilor. Pentru a putea măsura direct diferențele d_1, d_2 și d_3 s-a studiat și construit o nouă cutie de comutație, a cărei schemă este redată în fig. 1. Prin intermediul comutatoarelor S I și S II se pot conecta cîte doi traductori din rozetă în puntea electronică de măsurare. Din schemă rezultă că aceste comutatoare pot realiza legăturile: I a cu II b; I a cu II c; I b cu II a, legături care vor permite măsurarea diferențelor $a_i - b_i$ $a_i - c_i$ și $b_i - c_i$. Pentru determinarea unei deformații cu compensare exterioară se va conecta I a cu II k și se determină deformația specifică a_i.

În fig. 2 se arată schema de montaj a echipamentului de extensometrie electrică, cu noua cutie de comutație, iar în fig. 3 fotografia noii cutii de comutație.

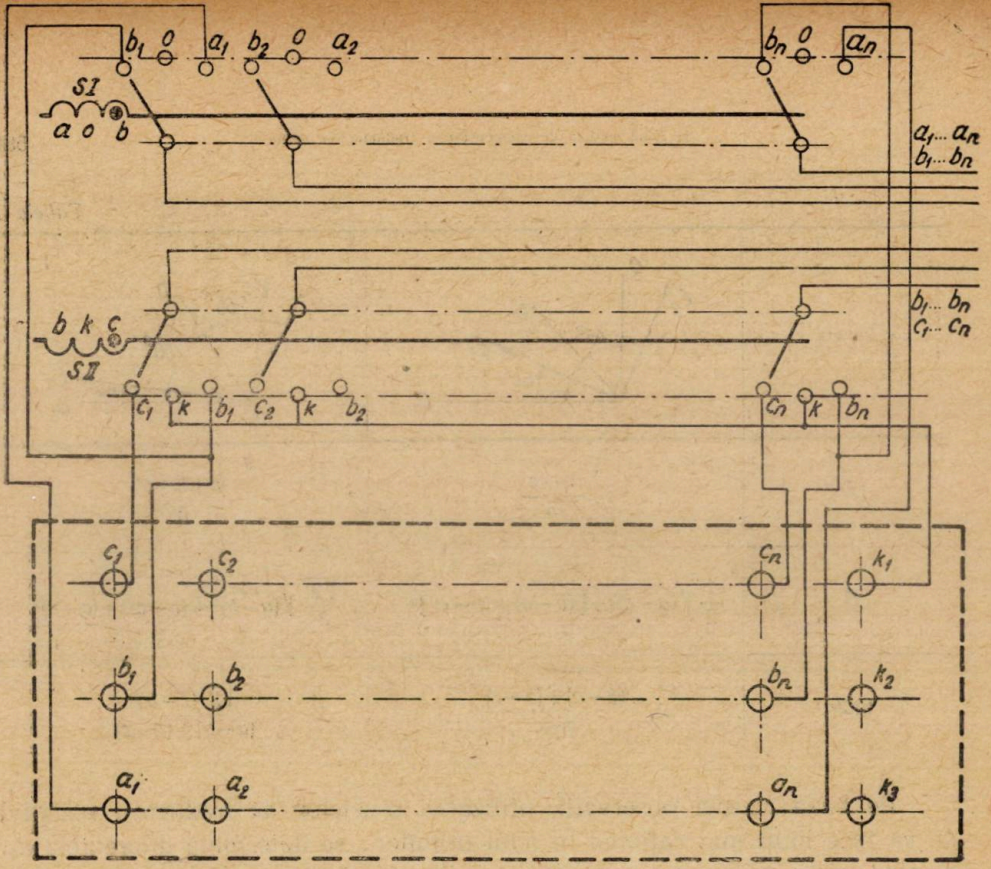


Fig. 1. Schema de legătură a noii cutii de comutație.

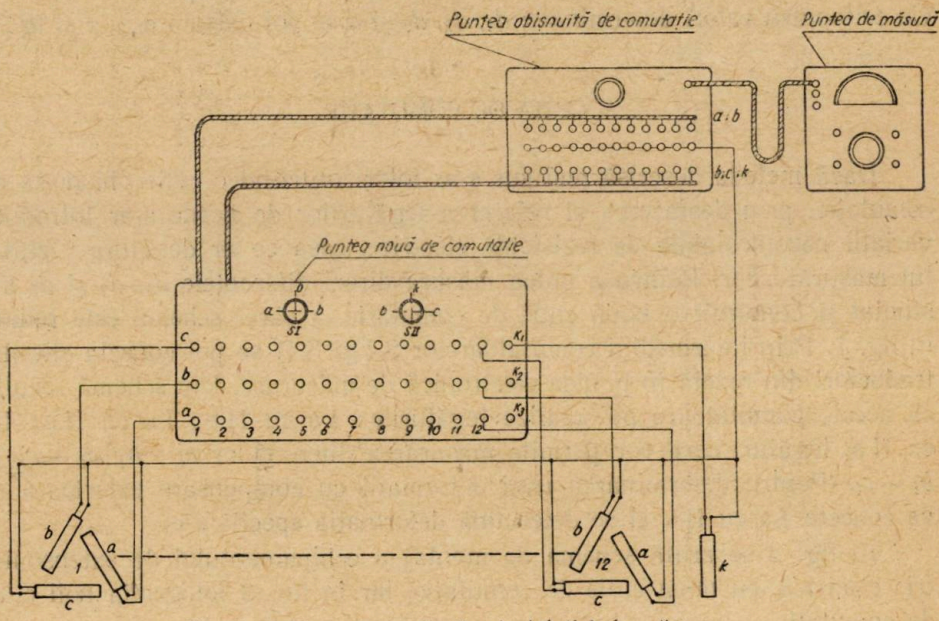


Fig. 2. Schema de legătură a instalației de măsurare.

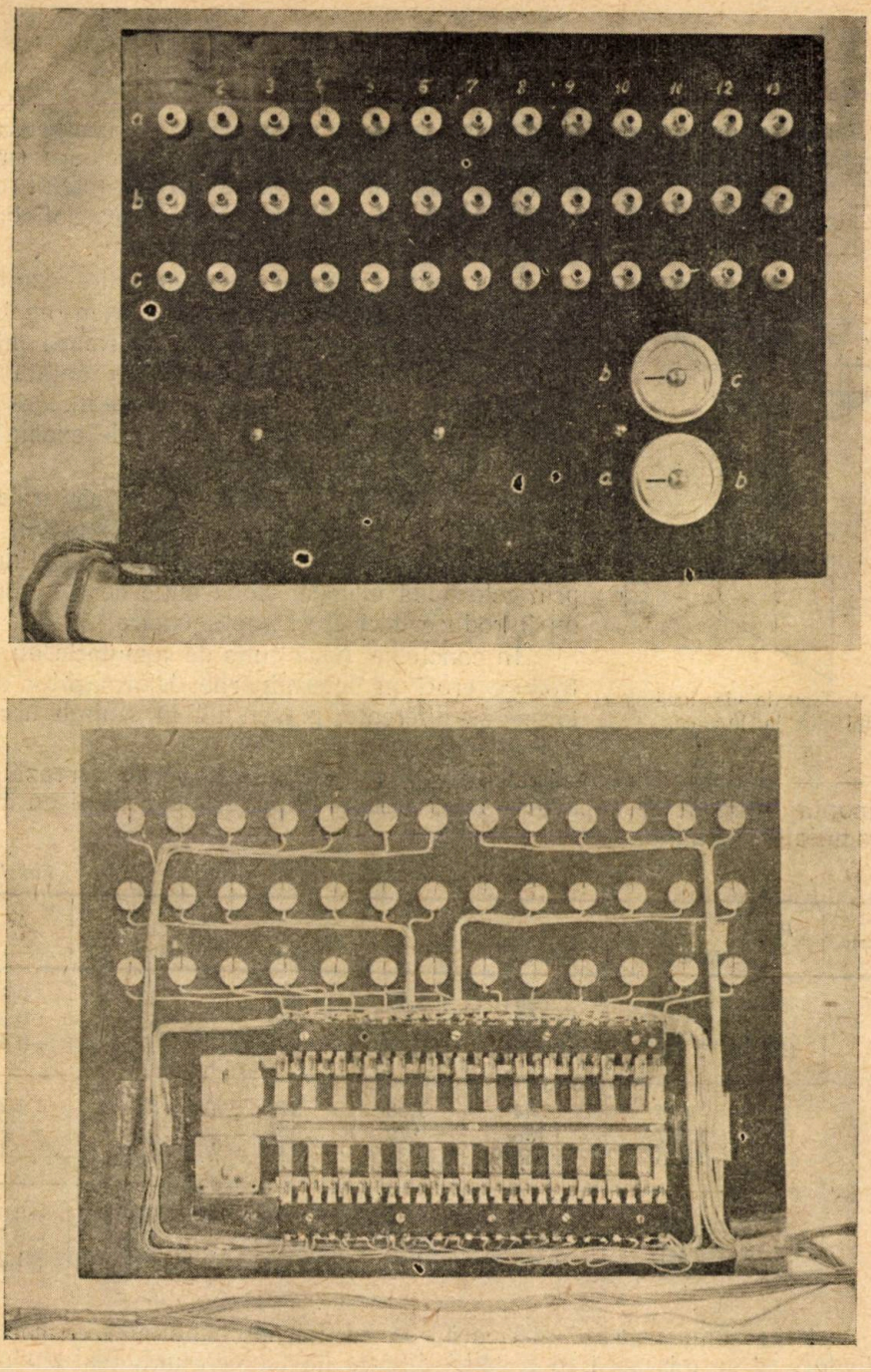


Fig. 3. Cutia nouă de comutație.

CERCETĂRI EXPERIMENTALE

Pentru a urmări efectul metodei propuse, denumită cu compensare interioară (metoda 2) cu metoda cunoscută a compensării exterioare (metoda 1) s-au făcut studii asupra rozetelor din tabla 1 aplicate pe diferite epruvete, solicitate conform fig. 4.

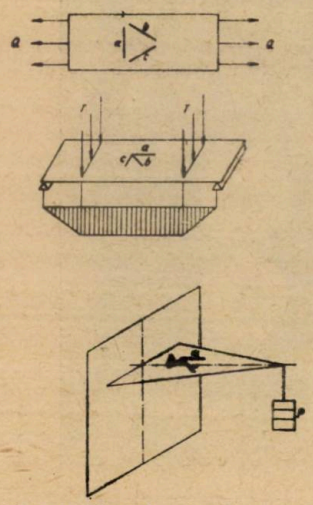


Fig. 4. Tipurile de încărcare folosite la încercări.

Din analiza datelor experimentale rezultă:

— Se confirmă faptul că extensometria electrică prezintă erori mari la deformații mici. Cu ajutorul cutiei de comutație prezentată în această notă, se vor putea grupa traductorii în așa fel, încît una din diferențe (d_3 de exemplu) să fie dedusă din d_1 și d_2.

— Din tabela 2 rezultă abateri mici (2,4% maximum) între cele două metode folosite. În acest tabel se compară valorile σ și τ obținute prin cele două metode. Noua cutie de comutație nu introduce deci erori suplimentare.

În concluzie, noua cutie de comutație nu introduce erori în determinările deformațiilor sub formă de diferențe, prezentînd în schimb următoarele avantaje:

— Se pot determina deformații la $3n$ traductori dacă se lucrează cu un montaj obișnuit de n posturi. Deci permite triplarea capacității cutiilor de comutație obișnuite.

Tabela 2

Rozeta	P kgf	σ_1		$\Delta\sigma$ %	τ_1		$\Delta\tau$ %
		Metoda 1	Metoda 2		Metoda 1	Metoda 2	
I	5	671	655	2,45	330	327	0,92
	10	1 175	1 175	0	592	590	0,34
	15	1 735	1 748	−0,063	866	870	−0,46
II	5	654	644	1,56	314	310	1,29
	10	1 127	1 136	−0,79	554	565	−1,95
	15	1 675	1 653	1,33	840	820	2,44
III	5	662	664	−0,302	302	305	−0,98
	10	1 165	1 167	−0,172	562	565	−0,53
	15	1 730	1 752	−1,25	835	825	1,2

— Prin compensarea interioară, se exclude probabilitatea ca cei doi traductori să se găsească în condiții diferite de temperatură, realizîndu-se totodată o economie de timp, necesar calculului prin determinarea directă

a diferențelor de deformații din expresiile lui A, B și $\operatorname{tg} 2\alpha$. De asemenea, se poate realiza o verificare a determinărilor observînd că trebuie să existe relația : $d_1 = d_2 - d_3$.

BIBLIOGRAFIE

1. M. M. Filonenco-Borodici, *Curs de rezistența materialelor*, Partea II-a, Editura tehnică 1952.
2. K. Fink și C. Rohrbach, *Handbuch der Spannungs — und Dehnungsmessung*, Düsseldorf 1958.
3. Ruzho Zdenek, *Elektrické odporavé tensometry*, Praha 1958.
4. M. Heteny, *Handbook of experimental stress analysis*. Chapmann-Hall London 1950.

НОВЫЙ МЕТОД ТЕРМИЧЕСКОЙ КОМПЕНСАЦИИ В ЭЛЕКТРОТЕНЗОМЕТРИИ

(РЕЗЮМЕ)

Обработка обычных выражений используемых при расчете удельных усилий $\sigma_{1,2}$; $\tau_{1,2}$ и значения $\operatorname{tg} 2\alpha$ во время электротензометрических измерений, а также введение новой коммутационной коробки, позволяют применить новый метод соединения мостом датчиков сопротивления, дающий возможность внутренней компенсации температуры и увеличения числа точек измерения с »n« на »$3n$«.

Сравнительные измерения произведенные обычной установкой при строго постоянной температуре и предложенным методом показали, что величина ошибок не увеличивается.

EINE NEUE TEMPERATUR-KOMPENSATIONSMETHODE FÜR DEHNUNGSMESSROSETTEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Umarbeitung der gebräuchlichen Ausdrücke die in der Dehnungsmessung mit Dehnungsmesstreifen zur Berechnung von $\sigma_{1,2}$; $\tau_{1,2}$ und $\operatorname{tg} 2\alpha$ angewendet werden, sowie die Einführung eines neuen Messtellenumschalters, führen zu einer Schaltungsweise der Dehnungsmesstreifen welche eine innere Temperaturkompensation ermöglicht und die Zahl der durch die Messanlage erfassbaren Messtellen von „n“ auf „$3n$“ vergrössert.

Die Vergleichsmessungen, durchgeführt mit einer gewöhnlichen Messanlage bei strenger Temperatur-Konstanz und mit der vorgeschlagenen Methode, haben gezeigt, dass die Grösse der Fehler bei der vorgeschlagenen Methode nicht ansteigt.

CONTRIBUȚII LA SUDAREA ALUMINIULUI ÎN MEDIU DE ARGON CU ELECTROD FUZIBIL

DE

D. BOTH și S. NEGOIȚESCU

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

1. Datorită răspîndirii aluminiului ca material de construcție în tehnica modernă, sudarea, ca procedeu tehnologic de îmbinare are o importanță din ce în ce mai mare. Procedeele de sudare existente au fost perfecționate și au fost elaborate noi procedee care permit azi sudarea pieselor groase cu viteză de sudare considerabilă (30 m/h).

În prezent aluminiul și aliajele sale pot fi sudate prin următoarele procedee : cu flacără oxiacetilenică, cu arc electric folosind electrozi înveliți și cu arc electric în mediu de argon.

La primele două procedee fluxul topit care rămîne în cusătură provoacă corodarea materialului. Procedeul de sudare în mediu de argon prezintă avantajul unei productivități mai mari, iar metalul topit este protejat de aerul atmosferic printr-un curent de argon. Sudarea în mediu de argon este în schimb mai scumpă decît sudarea cu flacără oxiacetilenică, sau sudarea cu electrozi înveliți.

Sudarea cu arc electric în mediu de argon are două variante și anume :

— sudarea cu electrod de volfram, folosind metal de adaus,

— sudarea cu electrod fuzibil.

În primul caz, arcul se formează între un electrod de volfram și piesa de sudat, constituind astfel sursa de căldură care topește simultan atît marginile piesei de sudat cît și metalul de adaus introdus în arc (fig. 1, *a*). Acest procedeu de sudare se recomandă la sudarea pieselor de grosime mai mică (pînă la 6 mm); sudarea pieselor mai groase nu este productivă.

În cazul al doilea arcul electric se întreține între piesă și o sîrmă de sudură, care este introdusă în arc în măsura topirii acesteia (fig. 1, *b*), astfel că lungimea arcului să rămînă constantă.

Procedeul de sudare cu electrod fuzibil permite folosirea unei densități mai mari de curent decît în cazul electrozilor de volfram. În urma acestui fapt pătrunderea și viteza de sudare cresc, ceea ce asigură îmbinarea pieselor mai groase fără o pregătire a marginilor și fără preîncălzirea acestora.

Pe lîngă aceasta se creiază posibilitatea executării sudurilor în toate poziţiile, iar lucrările se pretează la mecanizări parţiale sau complete.

În prezent la noi în ţară funcţionează un număr restrîns de instalaţii de sudat în mediu de argon cu electrod de volfram folosite la sudarea aluminiului. Instalaţii de sudat în mediu de argon cu electrod consumabil pînă în prezent nu există.

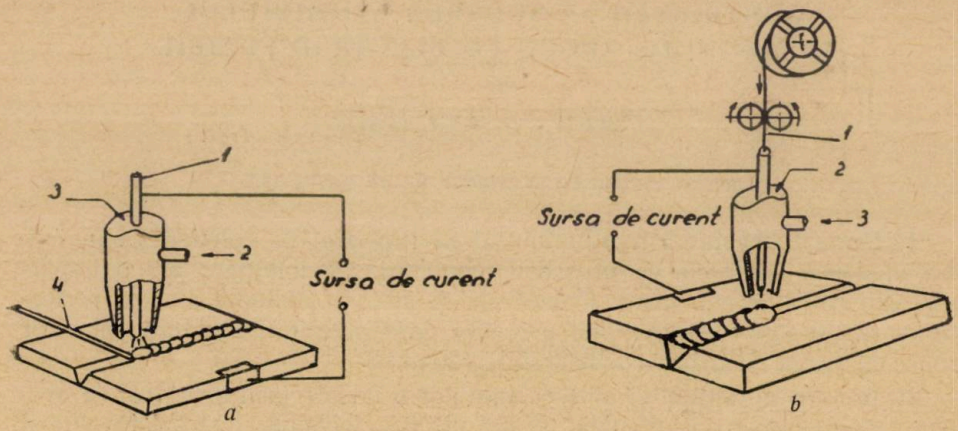


Fig. 1. Reprezentarea schematică a procedeelor de sudare cu arc electric în mediu de argon :
a — cu electrod de volfram; *b* — cu electrod fuzibil.

2. Pentru a veni în ajutorul industriei care prelucrează aluminiu şi care nu posedă instalaţii speciale pentru sudarea pieselor groase de aluminiu — în lucrarea de faţă — se propune adaptarea unei instalaţii semiautomate de sudat cu arc acoperit prin flux de tipul PS-5 şi prezentarea rezultatelor experimentale obţinute la sudarea tablelor groase de aluminiu de 5 şi 10 mm grosime.

Adaptarea instalaţiei PS-5 constă în păstrarea mecanismului de antrenare a sîrmei, a cutiei de comandă şi completarea acestora cu un pistolet de sudare prevăzut cu un tub flexibil, o cutie de racord aplicată mecanismului de antrenare a sîrmei, cu un circuit de argon care cuprinde butelia de gaz, reductorul de presiune, debit-metrul şi ţevile respective.

În fig. 2 se prezintă schema de montaj a instalaţiei de sudare în mediu de argon cu electrod fuzibil.

Datele tehnice ale elementelor care completează instalaţia :

a) Sursa de curent, este un generator de curent continuu GES-350 care datorită unei legături speciale are o caracteristică rigidă (aplatisată) [5] Sîrma de sudură se leagă la polul pozitiv al sursei, în acest caz ionii pozitive de argon care se lovesc de metalul topit şi de marginile piesei de sudat produc un efect de curăţire a metalului eliminînd prin pulverizare oxidul de aluminiu (Al_2O_3) care se formează în cursul procesului de sudare.

b) Pistoletul de sudare are rolul de conducere a sîrmei de sudare în baia topită și de asigurare a curgerii argonului pentru protejarea metalului topit împotriva acțiunii aerului atmosferic.

Deoarece curentul de sudare depășește 200 A, pentru a evita supraîncălzirea pistoletului, acesta a fost răcit cu apă. Curentul maxim pentru care a fost dimensionat pistoletul, este de 300 A. Piesa de contact de la ieșirea

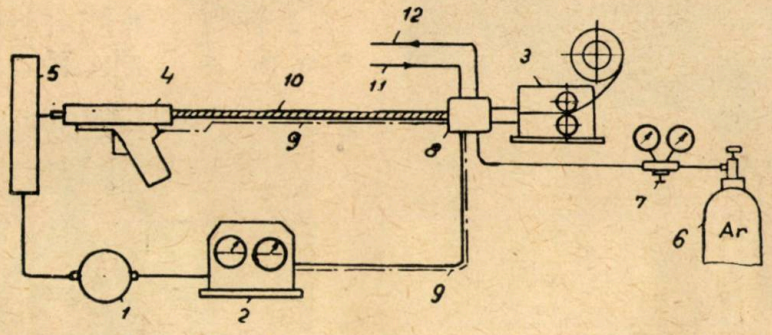


Fig. 2. Instalația de sudat semiautomat în mediu de argon cu electrod fuzibil:

1 — sursa de curent; *2* — cutia de comandă; *3* — mecanism de antrenare a sîrmei; *4* — pistolet de sudare; *5* — piese de sudat; *6* — butelia de argon; *7* — reductor de presiune prevăzut cu un debit-metru; *8* — cutia de racord; *9* — cablu de comandă; *10* — tub flexibil; *11* — intrarea apei de răcire; *12* — ieșirea apei de răcire.

sîrmei din pistolet se poate schimba în conformitate cu diametrul sîrmei de sudare de 1,2; 1,6; 2 mm, densitatea de curent la suprafața de contact este de cca. 2,5 A/mm²; orificiul de scurgere a argonului este de 18 mm diametru. Această secțiune la un debit maxim de argon de 20 l/min., permite ieșirea argonului cu o viteză de 1,25 m/s, ceea ce asigură o scurgere laminară.

Butonul de comandă a pistoletului a fost astfel conceput, încît la acționare deschide prima oară orificiul de scurgere a argonului, apoi închide circuitul de comandă a dispozitivului de acționare a sîrmei.

În fig. 3, *a*, *b* și *c* este arătată construcția pistoletului de sudare.

c) Tubul flexibil. Pistoletul de sudare este legat de cutia de racord, respectiv de mecanismul de avans printr-un tub flexibil din oțel, care reunește toate conductele care merg la pistolet. Diametrul interior al acestui tub este de 25 mm, iar lungimea lui este de 3,5 m.

Figura 4 arată secțiunea acestui tub.

Pentru a reduce greutatea tubului și a-l face mai flexibil, cablul de aducere a curentului la pistolet este de 16 mm² secțiune și este răcit cu apă, care răcește și corpul pistoletului.

d) Cutia de racord, este un accesoriu al instalației de sudare care se montează pe corpul mecanismului de antrenare a sîrmei și care are ca scop ușurarea racordării și distribuirii într-un bloc a alimentării instalației cu curent electric, cu gaz și apă.

e) Circuitul de gaz, cuprinde butelia de argon, reductorul de presiune, debit-metrul și tuburile de cauciuc pentru legătură.

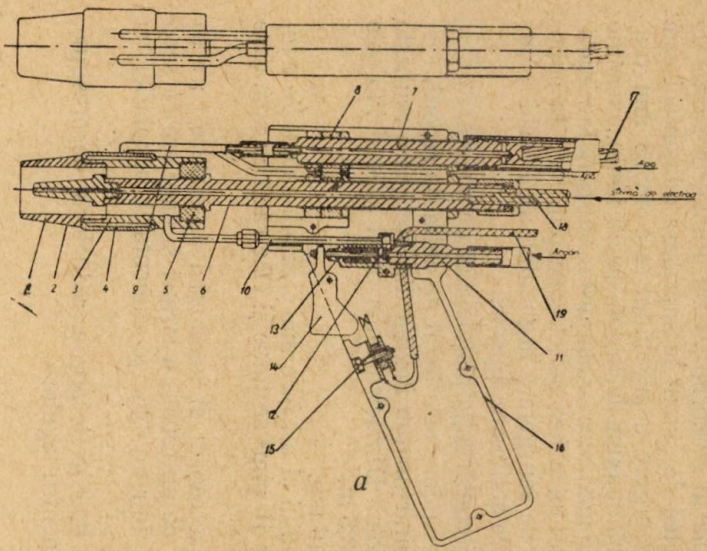
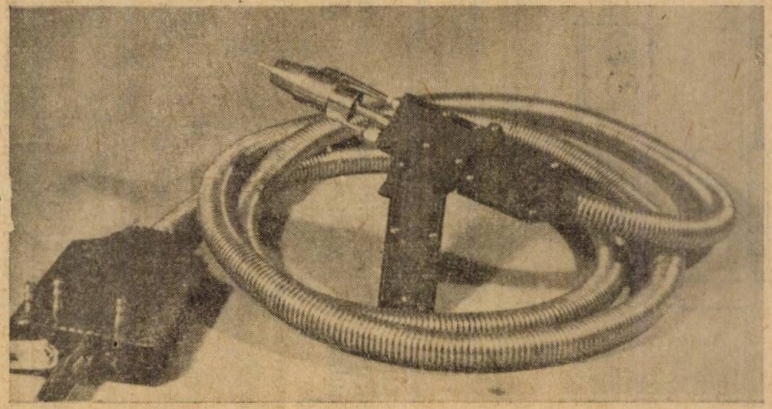


Fig. 3. Construcția pistoletului de sudare:

a — desenul pistoletului; *1* — ajutaj de scurgere a argonului; *2* — diuza de de racord a curentului de sudare; *3* — cutia de racord; *4* — bucșa de răcire; *5* — inel izolator; *6* — piesa de conducere a sîrmei; *7* — piesa de conducere a curentului și a apei de răcire; *8* — piesă de legătură; *10* — țeava de aducere a argonului; *11* — racordul pentru argon; *12* — supapa pentru argon; *13* — corpul supapei; *14* — butonul de comandă; *15* — contactorul circuitului de comandă; *16* — corpul pistoletului din pertinax; *17* — cablul de aducere a curentului de sudare; *18* — axă flexibilă pentru conducerea sîrmei de sudare; *b* — fotografia pistoletului; *c* — pistoletul de sudare cu tubul flexibil și cutia de racord.



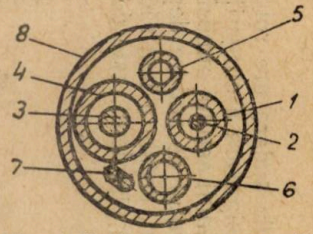


Fig. 4. Secțiunea transversală a tubului flexibil:

1 — axa flexibilă din sîrmă de oțel; *2* — sîrma de sudură; *3* — cablu electric flexibil pentru curentul de sudare; *4* — tub de cauciuc pentru izolarea cablului și aducerea apei de răcire; *5* — tub de cauciuc pentru întoarcerea apei de răcire; *6* — tub de cauciuc pentru argon; *7* — cablul circuitului de comandă; *8* — tub flexibil de 25 mm diametru.

FUNCȚIONAREA INSTALAȚIEI

După reglarea instalației pentru parametri aleși : curentul de sudare, viteza de înaintare a sîrmei de electrod, diametrul acesteia, debitul de argon ; sudorul care a scos capătul sîrmei cu cca. 10 mm din ajutajul pistoletului, înclină axa acestuia cu 10—30° față de normala la planul tablei și stabilește contactul cu piesa ce trebuie sudată. În continuare apasă pe butonul de comandă al pistoletului care deschide întîi orificiul de scurgere a argonului, apoi închide circuitul de comandă. În momentul în care sîrma de electrod ajunge sub tensiune, arcul electric dintre sîrmă și piesă se aprinde, se pune în funcțiune mecanismul de înaintare al sîrmei, iar peste arc și metalul topit se suflă gazul protector, argonul. Pe măsură ce se formează stratul dorit, sudorul deplasează de la dreapta spre stînga pistoletul pentru formarea cusăturii.

În cele ce urmează se prezintă unele din rezultatele obținute.

3. Încercările făcute cu instalația de sudat în mediu de argon cu electrod fuzibil a avut drept scop stabilirea regimurilor de lucru pentru sudarea în capete a tablelor de aluminiu de 10 și 5 mm grosime, precum și stabilirea proprietăților mecanice a sudurilor. Tabla și sîrma de sudură folosite au fost din aluminiu pur întrebuințat în instalațiile electrice.

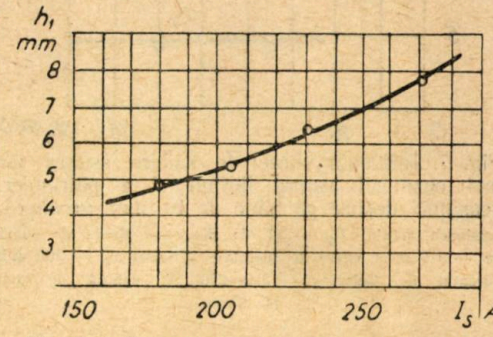


Fig. 5. Influența curentului de sudare asupra pătrunderii (cusături depuse pe tablă de 10 mm) :
tensiunea arcului U_a — 21—23 V ; viteza de înaintare a sîrmei v_e — 300 m/h ; debitul de argon — 18 l/min și viteza de sudare v_s — 13 m/h.

Deoarece însușirile unei suduri executate în mediu de argon sînt puternic influențate de parametri de bază ai regimului de sudare folosit și pentru că nu s-au găsit în literatura de specialitate date concludente asupra parametrilor regimului de lucru, a fost necesară stabilirea condițiilor în care se pot realiza suduri de calitate și anume : a-influența curentului de sudare asupra adîncimii de pătrundere și b-influența vitezei de sudare asupra lățimii cusăturii.

a) Influența curentului de sudare asupra pătrunderii (h_1) este prezentată în fig. 5.

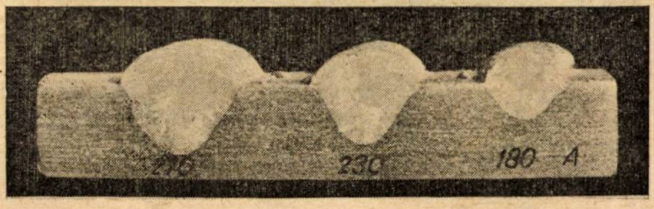


Fig. 6. Macrostructura cusăturilor depuse cu curent variabil.

Din diagramă se vede că o dată cu creșterea curentului de sudare (ceilalți parametri rămînînd neschimbați) crește pătrunderea (h_1), lățimea cusăturii rămînînd aproape aceeași. Macrostructurile din fig. 6 confirmă cele afirmate mai sus.

b) Influența vitezei de sudare asupra lățimii cusăturii (b) este reprezentată în fig. 7.

După cum rezultă din macrostructura din fig. 8, lățimea cusăturii crește odată cu micșorarea vitezei de sudare. Pătrunderea rămîne aproape aceeași.

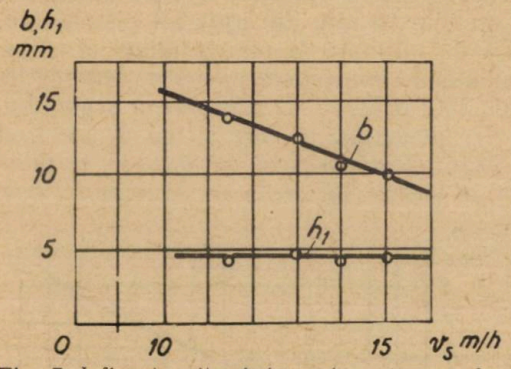


Fig. 7. Influența vitezei de sudare asupra formei cusăturii asupra lățimii și a pătrunderii (cusături depuse pe table de 10 mm grosîme): tensiunea arcului U_a — 22 V; diametrul sîrmei de sudură de — 1,6 mm; viteza de înaintare a sîrmei v_e — 300 m/h; curentul de sudare I_s — 220—230 A; debitul de argon 18 l/min.

Cu ajutorul datelor obținute s-a stabilit regimul optim de sudare al tablelor de 10 mm grosime. Astfel la curentul de sudare de $I_s = 240$ A corespunde o pătrundere de 6,5 mm (fig. 5), ceea ce arată că prin două treceri se poate acoperi grosimea tablei. Viteza de sudare s-a ales $v_s = 13$ m/h pentru ca lățimea cusăturii să aibe 12,5 mm (figura 7). Regimul de sudare pentru table de 5 mm grosime a fost stabilit prin comparație.

Din cauza nerespectării de către sudor a vitezelor de sudare stabilite, dimensiunile sudurilor de legătură s-au modificat considerabil.

4. Lucrările experimentale. La lucrările experimentale sudurile au fost executate de un sudor cu o calificare medie.

Sudurile au fost executate în poziție orizontală, cu axa pistoletului înclinată înainte cu 10—25° față de normala la suprafața tablelor. Au fost sudate table de aluminiu de 10 și 5 mm grosime.

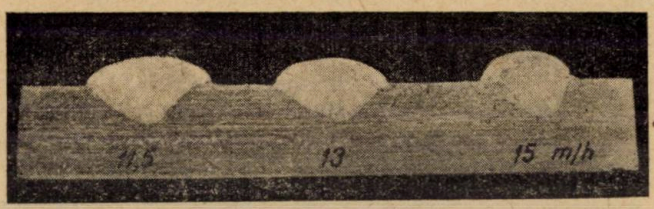


Fig. 8. Macrostructura cusăturilor depuse cu diferite viteze.

La sudarea tablelor de 10 mm grosime s-au folosit două tipuri de îmbinări:

— cu teșirea marginilor în V, la 30° (fig. 9, a) și

— cu teșirea marginilor în X, la 45° (fig. 9, b).

Tablele de 5 mm grosime au fost sudate fără nici o pregătire a marginilor (fig. 9, c).

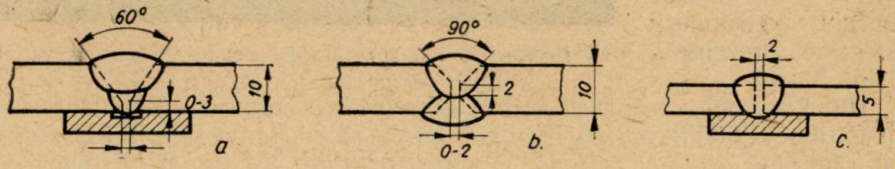


Fig. 9. Pregătirea marginilor la sudarea în mediu de argon cu electrod consumabil.

La sudarea tablelor prelucrate în V, precum și în cazul tablelor de 5 mm grosime, tablele au fost așezate pe o placă de oțel inoxidabil prevăzută cu un canal pentru susținerea și formarea primului strat de la rădăcină.

Curățirea marginilor tablelor a fost executată pe cale mecanică. Tablele de 10 mm grosime au fost preîncălzite la cca. 100 °C.

Regimul cu care s-au sudat tablele de aluminiu este arătat în tabela 1.

Tabela 1

Grosimea mm	Modul pe pregătire al marginilor	Diametrul sîrmei mm	Curent de sudare A	Viteza electrodului v_e m/h	Consum de argon l/min	Observații
5	fără teșire	1,6	160–180	245	15	
10	teșire în V	1,6	200–250	300	18	x, xx
10	teșire în X	1,6	200–240	300	18	

* Se sudează prin două treceri; primul cu un curent maximal, al doilea cu un curent mai mic.
** Cu multă precauție, se poate suda printr-o singură trecere.

Pentru verificarea sudurilor s-au realizat un număr de probe, asupra cărora s-au efectuat încercări mecanice la întindere și îndoire, s-au efectuat cîteva macrostructuri și un examen cu raze X a legăturilor sudate.

Valorile medii ale rezistenței la rupere, la întindere, determinate asupra unui lot de 3 legături, sînt date în tabela 2.

Tabela 2

Grosimea mm	Modul de pregătire a marginilor	Rezistența la rupere în medie kgf/mm²	Observații
5	material de bază	9,45	
5	fără teșire	7,85	
10	material de bază	9,67	
10	teșire în V	7,88	
10	teșire în X	8,05	

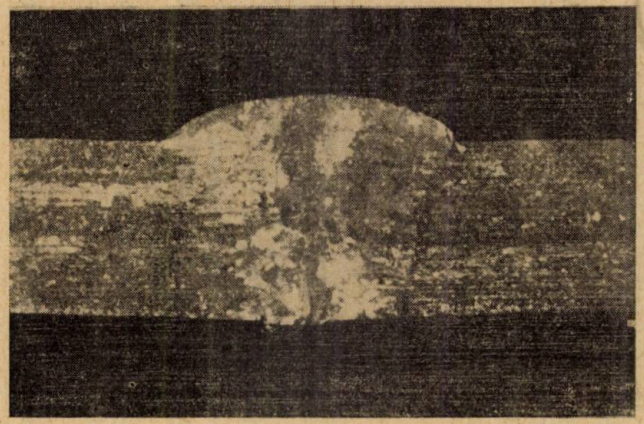
Din tabelă se observă că nu există deosebiri sensibile între valorile rezistențelor de tracțiune a sudurilor pregătite în V și în X.

Probele de îndoire au fost executate, cîte 3 bucăți, atît pentru table de 10 mm, cît și pentru table de 5 mm grosime. Probele au fost îndoite la 180° fără apariția vreunei fisuri.

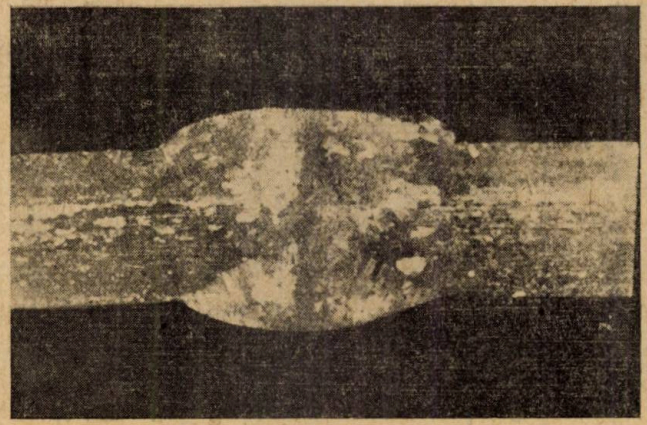
În macrostructura din fig. 10, *a*, *b* și *c* se poate observa cusătura (metalul topit), mărimea și orientarea cristalelor, cristalele sînt grosiere, datorită temperaturii ridicate a băii topite.

Din röntgenograma fig. 11 se observă că cusătura examinată este densă, compactă și fără defecte esențiale.

În concluzie, analizînd rezultatele experimentale obținute, se poate aprecia că instalația propusă funcționează în condițiuni bune, obținîndu-se

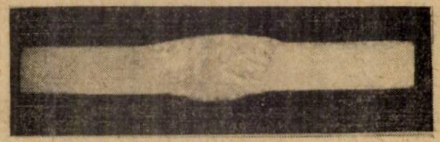


a



b

Fig. 10. Macrostructura sudurilor :
piese de 10 mm grosime pregătite în *V (a)*, în X *(b)* ; piesă de 5 mm grosime cu margini neteşite *(c)*.



c

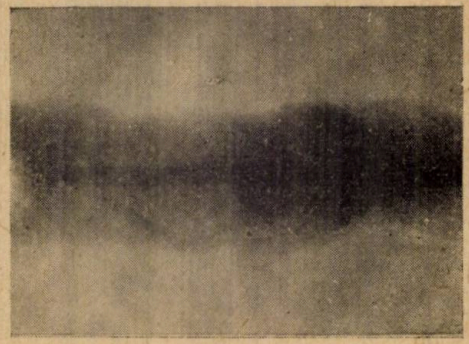


Fig. 11. Röntgenograma unei cusături sudate (cusătură în V efectuată pe tablă de 10 mm grosime.

legături sudate cu însuşiri corespunzătoare. De asemenea datele stabilite privind regimurile de lucru pot sta la bază pentru efectuarea lucrărilor de sudare a tablelor groase de aluminiu.

BIBLIOGRAFIE

1. Faltus F., *Prirucka svarovani*, SNTL, Praha 1955.
2. Paton B. E., *Tehnologia electricescoi svarki plavleniem*, Maşghiz, Moskva-Kiev 1962.
3. Gilde W., *Das Schweissen der Nichteisenmetalle*, VEB Verlag Berlin 1961.
4. Nemec I., *Sudarea oţelurilor inoxidabile*, Zvaranie nr. VI/11 1957.
5. Centea O. şi colab., *Metoda de rigidizare a caracteristicei exterioare a grupului convertizor de sudare Ges-350*, Comunicare la sesiunea cadrelor didactice I.P.T. aprilie 1963.

К СВАРКЕ АЛЮМИНИЯ В АРГОНОВОЙ СРЕДЕ ПЛАВЯЩИМСЯ ЭЛЕКТРОДОМ

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматривается применение полуатоматической дуговой установки для сварки в аргоновой среде плавящимся электродом под флюсом (изготовленным в PHP). С этой целью был создан пистолет, связывающая коробка и гибкая труба. На созданной установке можно сваривать листовой алюминий в 5 и 10 мм толщины.

Швы были подвержены механическому, микроскопическому и рентгенологическому испытанию.

Полученные резюльтаты оказались удовлетворительными.

BEITRAG ZUM ARGON-SCHUTZGAS SCHWEISSEN VON ALUMINIUM MIT ABSCHMELZBARER ELEKTRODE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Der Beitrag behandelt die Anderungen welche an einer halbautomatischen Instalation für U. P. Schweissung (welche im Lande erzeugt wurde) vorgenommen wurden um dieselbe zum Argon-Schutzgasschweissen mit abschmelzbarer Elektrode verwenden zu können. Dazu wurden ein Handschweisskopf, ein Schaltkasten und flexibles Rohr konstruiert. Mit der geänderten Instalation und den konstruierten Teilen wurden die Schweissparametern für das Schweissen von Al-Tafel von 5—10 mm ermittelt.

Die Schweissnähte wurden mechanisch, mettalographisch so wie mit Röntgenstrahlen untersucht. Die ermittelten Ergebnisse zeigten sich zufriedenstellend.

METODE DE CALCUL FOLOSITE LA ÎNLOCUIREA PĂMÎNTURILOR NECORESPUNZĂTOARE SUB FUNDAȚII

DE

MAIOR N., IZDRĂILĂ V., PĂUNESCU M.

(Lucrarea a fost comunicată în sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice din Institutul Politehnic Timișoara din 7—14 aprilie 1962)

Problema înlocuirii pămînturilor necorespunzătoare sub fundațiile directe apare adesea în practica inginerească de construcții. Astfel avem situații în care, pe amplasamentul unei construcții, pămînturile existente sînt formate din depuneri sau umpluturi slab consolidate, uneori cu conținut de substanțe organice în putrefacție sau umpluturi eterogene.

Executarea unor construcții pe aceste pămînturi, prezintă pericolul unor tasări neuniforme sau a unor tasări prea mari, ceea ce, îndeosebi la construcțiile cu structură static nedeterminată, poate duce la deteriorarea acestora.

De aceea metoda de înlocuire a unor astfel de pămînturi apare ca un procedeu indicat, mai ales atunci cînd sub grosimi de pămînt necorespunzător, relativ mici, există pămînturi cu rezistențe admise sporite, deci superioare stratului de deasupra în ceea ce privește comportarea lui sub sarcinile din construcții. Alături de alte procedee pentru rezolvarea acestei probleme, metoda studiată prezintă uneori avantajii din punct de vedere economic.

Problemele ce se pun în astfel de situații constau în stabilirea dimensiunilor stratului de umplutură, calculul tasărilor în această situație precum și stabilirea materialului de umplutură și compactarea acestuia.

În materialul de față ne propunem să răspundem la primele două probleme considerînd că ele vor ajuta în practica de construcții. Cît privește celelalte probleme indicate mai sus, ele depind de condițiile specifice locale.

* * *

Așa cum s-a arătat, cînd pămîntul bun de fundație se găsește la adîncimi mai mari și construcția fundației pînă la cota acestui pămînt nu este economică, una din soluțiile recomandate este de a înlocui pămîntul slab de sub fundație cu un pămînt bine îndesat, de obicei cu nisip care prezintă și avantajul unei bune și ușoare compactări.

Lățimea umpluturii de sub fundații, conform cu metodele aplicate pînă în prezent se dă în așa fel încît terenul înconjurător să fie scutit de solici-

tări laterale. Admiţînd că presiunile în adîncime se propagă după linii înclinate faţă de verticală sub un unghi α (fig. 1), lăţimea umpluturii sub fundaţie la o adîncime z va fi :

$$b_1 = b + 2z \operatorname{tg} \alpha.$$

Avînd în vedere că la o construcţie de obicei avem mai multe fundaţii în fîşie paralele şi la distanţe nu prea mari (lucru ce rezultă din configuraţia construcţiei), aplicarea acestui principiu va duce în mod practic la înlocuirea pămîntului pe toată suprafaţa construcţiei.

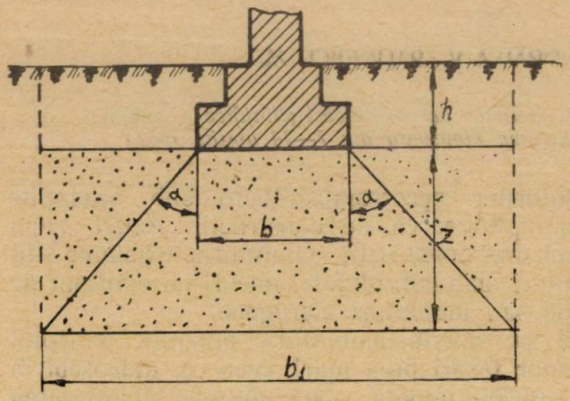


Fig. 1. Distribuirea tensiunilor în pămîntul înlocuit.

În cele ce urmează vom prezenta o metodă de calcul cu ajutorul căreia lăţimea umpluturii poate fi redusă. Metoda propusă se bazează pe faptul că terenul înconjurător umpluturii poate să preia o solicitare orizontală pînă la o limită admisă.

Să considerăm o fundaţie în fîşie de lăţime b, care transmite umpluturii la nivelul de contact a fundaţiei cu această presiune p_0 (kg/cm²). Presiunea la nivelul z rezultă din această presiune ce acţionează pe lăţimea b a fundaţiei şi din greutatea terenului înconjurător cu secţiunea cuprinsă între conturul fundaţiei, nivelele EF, CD şi planele verticale DE şi CF. Presiunea totală calculată pe lăţimea b_1, o considerăm uniform repartizată pe suprafaţa ce are această lăţime (b_1) şi o notăm cu q (fig. 2). Umpluturile făcute sub fundaţii avînd lăţimea b_1 şi adîncimea h_1 le numim saltele.

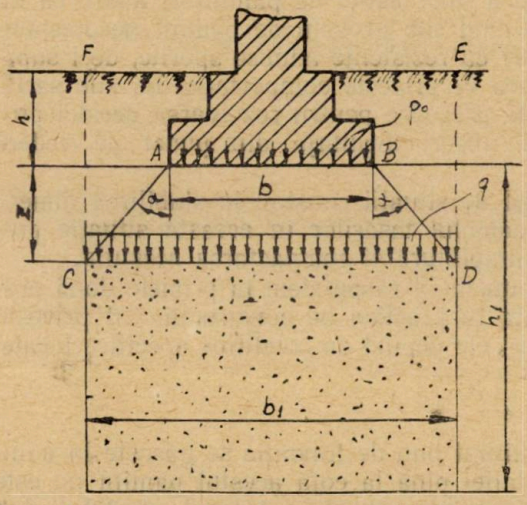


Fig. 2. Limitarea lăţimii stratului de pămînt înlocuit.

Lăţimea b_1 o determinăm din condiţia de stabilitate, presupunînd suprafeţe de lunecare plane ; vom trata cazul general cînd atît terenul înconjurător cît şi materialul pe care îl introducem în saltea (nisip argilos, nisip cu un mic dosaj de ciment etc.) prezintă şi o oarecare coeziune. Cazurile mai simple,

cînd materialul este lipsit de coeziune, se deduc ușor din cazul general, prin anularea valorilor coeziunii.

La adîncimea z pe suprafața orizontului CD, avînd presiuni uniforme și verticale și admițînd că pe secțiunea aceasta nu acționează tensiuni tan-

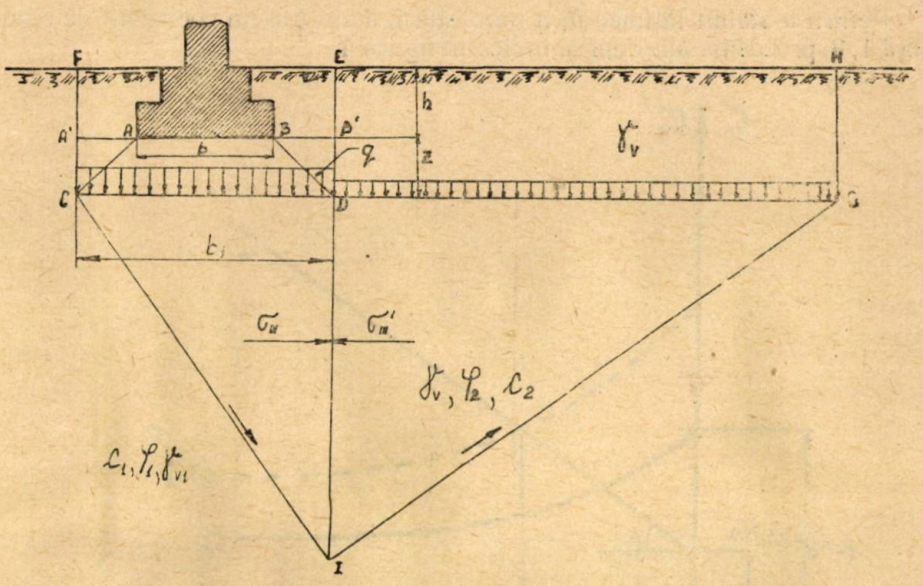


Fig. 3. Ipoteza de calcul: suprafețele de alunecare plane.

gențiale, presiunea q va fi o tensiune principală, adică putem nota $q=\sigma_1$. Știind că cealaltă tensiune principală, în cazul de față de direcție orizontală, acționează pe suprafața verticală DI, putem scrie:

$$\sigma_{III}=\sigma_1 \operatorname{tg}^2\left(45°-\frac{\varphi_1}{2}\right)-2c_1 \operatorname{tg}\left(45°-\frac{\varphi_1}{2}\right)=\sigma_1\lambda_a-2c_1\sqrt{\lambda_a}. \qquad (1)$$

În mod asemănător putem exprima și tensiunea σ'_{III}, de sens contrar; ținînd cont că în acest caz sîntem în ipoteza împingerii pasive, vom avea:

$$\sigma'_{III}=\gamma_v(h+z)\operatorname{tg}^2\left(45°+\frac{\varphi_2}{2}\right)+2c_2 \operatorname{tg}\left(45°+\frac{\varphi_2}{2}\right)=\gamma_v(h+z)\lambda_p+2c_2\sqrt{\lambda_p} \qquad (2)$$

unde:

φ_1 este unghiul de frecare interioară al pămîntului sau materialului de umplutură;

c_1 — coeziunea acestuia;

φ_2 — unghiul de frecare interioară al pămîntului înconjurător;

c_2 — coeziunea terenului înconjurător;

γ_v — greutatea volumetrică a pămîntului înconjurător.

La limita echilibrului, neluînd în considerare greutatea prismelor *CDI* şi *DIG*, cele două tensiuni principale pe planul vertical *DI* trebuie să fie în echilibru, adică :

$$\sigma_{III} = \sigma'_{III} \tag{3}$$

Pentru a stabili lăţimea b_1 a umpluturii, admiţînd un coeficient de siguranţă 1, 3, procedăm aşa cum se indică în figura 4.

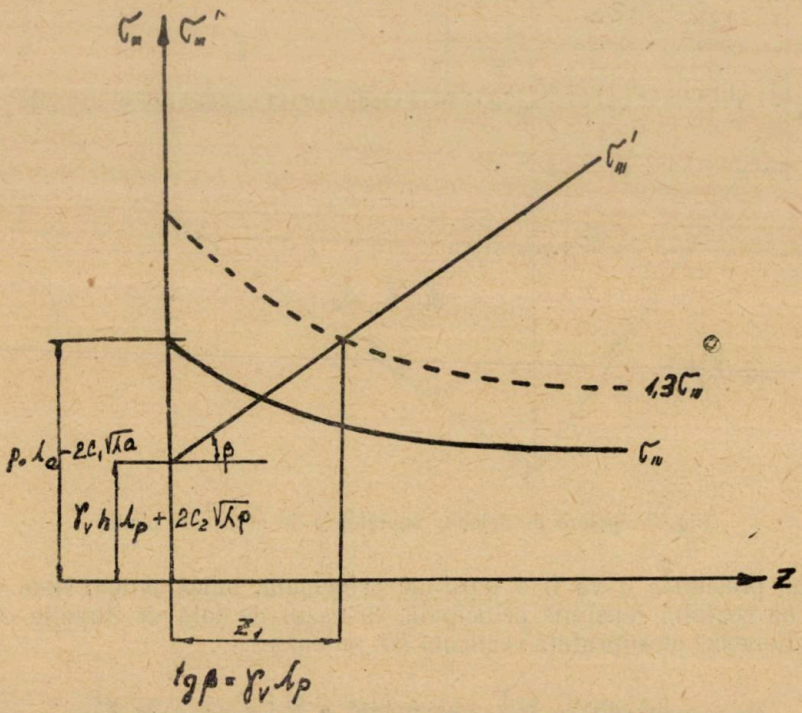


Fig. 4. Determinarea grafică a lăţimii umpluturii.

Într-un sistem de coordonate ortogonal punem valorile σ_{III} respectiv σ'_{III} în funcţie de adîncimea z.

σ'_{III} este o funcţie liniară ce depinde de z, deci va fi reprezentată printr-o dreaptă, a cărei ordonată la $z=0$ va fi $\gamma_v h\lambda_p + 2c_2\sqrt{\lambda_p}$, iar unghiul format cu abscisa este $\beta = \text{arc tg}\ \gamma_v\lambda_p$.

Exprimînd pe σ_{III} în funcţie de z vom ajunge la forma :

$$\sigma_{III} = \frac{p_0 b + \gamma_{v_1}(b + 2z\,\text{tg}\,\alpha)\,z + 2\gamma_v h\,\text{tg}\,\alpha\, z}{b + 2z\,\text{tg}\,\alpha}\lambda_a - 2c_1\sqrt{\lambda_a} \tag{4}$$

unde :

γ_{v_1} este greutatea volumetrică a pămîntului introdus (umpluturii) iar restul notaţiilor au semnificaţiile date mai sus.

Pentru a construi curba lui σ_{III} este suficient să calculăm trei puncte și anume pentru următoarele valori ale lui z :

$$\left.\begin{aligned} z=0;\quad & \sigma_{III}=p_0\lambda_a-2c_1\sqrt{\lambda_a} \\ z=\frac{b}{2};\quad & \sigma_{III}=\left[\frac{p_0+\gamma_v h\,\mathrm{tg}\,\alpha}{1+\mathrm{tg}\,\alpha}+\frac{\gamma_{v_1}b}{2}\right]\lambda_a-2c_1\sqrt{\lambda_a} \\ z=b;\quad & \sigma_{III}=\left[\frac{p_0+2\gamma_v h\,\mathrm{tg}\,\alpha}{1+2\,\mathrm{tg}\,\alpha}+\gamma_{v_1}b\right]\lambda_a-2c_1\sqrt{\lambda_a}. \end{aligned}\right\} \tag{5}$$

La punctul de intersecție a dreptei σ'_{III}, cu diagrama σ_{III} primim adîncimea pe lîngă care sîntem la limita echilibrului.

Pentru a lua în considerație și coeficientul de siguranță $\eta=1{,}3$, necesar stabilității fundației, luăm ordonatele σ_{III} sporite cu 30% și formăm punctul de intersecție dintre σ'_{III} și diagrama $1{,}3\,\sigma_{III}$.

Abscisa punctului de intersecție ne dă adîncimea z_1, iar lățimea pămîntului înlocuit va fi :

$$b_1=b+z_1\,\mathrm{tg}\,\alpha \tag{6}$$

Problema poate fi rezolvată și analitic și anume, din expresia (3) ținînd seama și de coeficientul de siguranță η, se poate scrie :

$$\eta\sigma_{III}=\sigma'_{III} \tag{3 a}$$

sau, înlocuind pe σ'_{III} și σ_{III} din (2) și (4) avem :

$$\eta\left[\frac{p_0\gamma_v+\gamma_{v_1}(b+2z\,\mathrm{tg}\,\alpha)z+2\gamma_v h\,\mathrm{tg}\,\alpha\cdot z}{b+2z\,\mathrm{tg}\,\alpha}\lambda_a-2c_1\sqrt{\lambda_a}\right]=$$

$$=\gamma_v(h+z)\lambda_p+2c_2\sqrt{\lambda_p}. \tag{7}$$

Dacă notăm cu :

$$a=\gamma_v\lambda_p-\eta\gamma_{v_1}\lambda_a \tag{8}$$

și

$$e=2(\eta c_1\sqrt{\lambda_a}+c_2\sqrt{\lambda_p}) \tag{9}$$

și ordonăm după puterile lui z avem :

$$z^2+\left[\frac{b}{2\,\mathrm{tg}\,\alpha}+\frac{\gamma_v h(\lambda_p-\eta\lambda_a)+e}{a}\right]z-\frac{b(\eta\lambda_a p_0-\gamma_v h\lambda_p)-be}{2a\,\mathrm{tg}\,\alpha}=0 \tag{7 a}$$

de unde :

$$z_1=-\left[\frac{b}{4\,\mathrm{tg}\,\alpha}+\frac{\gamma_v h(\lambda_p-\eta\lambda_a)+e}{2a}\right]+$$

$$+\sqrt{\left[\frac{b}{4\,\mathrm{tg}\,\alpha}+\frac{\gamma_v h(\lambda_p-\eta\lambda_a)+e}{2a}\right]^2+\frac{b(\eta\lambda_a p_0-\gamma_v h\lambda_p)-be}{2a\,\mathrm{tg}\,\alpha}}. \tag{10}$$

În felul acesta, din condiția de stabilitate presupunînd suprafețe de lunecare plane, am obținut adîncimea respectiv lățimea zonei din terenul ce trebuie înlocuit, care, după cum se vede, depinde atît de caracteristicile geotehnice ale pămîntului înlocuit, cît și de caracteristicile geotehnice ale pămîntului de umplutură.

Adîncimea pămîntului introdus sub nivelul fundației se stabilește din condițiile locale de stratificație, ținînd seama ca presiunea admisă la adîncimea respectivă să egaleze solicitările transmise de saltea.

În privința calculului tasărilor probabile, problemă de importanță deosebită, ținem să subliniem condițiile speciale creiate prin folosirea acestor saltele.

Saltelele de umplutură realizate sub fundații din pămînturi, în general puțin compresibile, formează corpuri separate față de mediul înconjurător. În condițiile acestea, repartizarea presiunilor în funcție de adîncime în saltelele de umplutură diferă esențial de modul de repartizare obișnuit. Se poate lua în considerare ipoteza acoperitoare că presiunea pe adîncimea saltelei este constantă.

Din presiunea q ce acționează asupra saltelei, numai o valoare foarte mică se transmite, în direcție verticală terenului înconjurător. Rezultă acest fapt din motivul că cele două feluri de pămînturi, cel din saltea și cel din jurul ei, au caracteristici mecanice diferite, compresibilitatea terenului înconjurător fiind mult mai mare ca aceluia din saltea. În condițiile acestea, rezistența de frecare dintre cele două pămînturi va rezulta neglijabil de mică, ceea ce justifică ipoteza de mai sus.

Rezultă deci că tasarea saltelei se va calcula cu o presiune constantă, iar tasarea terenului de sub saltea — dacă este cazul — se calculează în mod obișnuit, luîndu-se în considerare variația presiunii cu adîncimea.

Pe baza relațiilor de mai sus se constată că lățimea gropii de fundație se reduce simțitor, ceea ce duce la realizarea unor economii la săpături, umplutură și compactare, adică la reducerea prețului de cost.

МЕТОДЫ РАСЧЕТА ПРИМЕНЕННЫЕ ПРИ ЗАМЕНЕ НЕСООТВЕТСТВУЮЩИХ ГРУНТОВ ПОД КОТЛОВАНЫ

(РЕЗЮМЕ)

В работе приводятся методы расчета для определения ширины подсыпки и возможного ее уплотнения, для случая когда заменяется слабый фундаментный грунт, другим соответствующим материалом. Найденные результаты доказывают эффективность метода с точки зрения экономии реализованой на земляных работах и на подсыпке.

GEBRAUCHTE BERECHNUNGSMETODEN BEIM ERSETZEN VON NICHTENTSPRECHENDEN ERDEN UNTER FUNDAMENTEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit behandelt Rechenmethoden für die mögliche Breite der Auffüllung und der voraussichtlichen Setzung derselben im Falle des Ersatzes eines schwächeren Fundamentbodens mit einem entsprechendem Material.

Die erzielten Ergebnisse zeigen die Verwirklichung von Einsparungen bei Graben- und Auffüllungsarbeiten.

INFLUENȚA TRATAMENTULUI TERMIC DE REVENIRE ȘI DE ÎMBĂTRÎNIRE ARTIFICIALĂ ASUPRA PROPRIETĂȚILOR OȚELULUI DE CONSTRUCȚIE OLC 60

DE

SAVII GH., TACHE GH., BAGIU L., MICȘA I.

Lucrare comunicată la ședința din 28 aprilie 1963

Transformările structurale, care au loc în oțelul carbon, la încălzire, după călire, înțelegînd prin aceasta tratamentul termic de revenire, țin seamă de faptul că în urma călirii s-au obținut doi constituenți metalografici, și anume o soluție solidă suprasaturată de carbon în Fe α (martensită) și soluție solidă suprarăcită de carbon în Fe γ (austenită reziduală). După călire martensita are o rețea cristalină tetragonală. Prezența acestor constituenți după călire, este explicată prin suprarăcirea austenitei pînă la temperaturi la care rețeaua γ în prezența carbonului dizolvat, nu mai prezintă stabilitate, difuziunea carbonului fiind mică datorită temperaturilor joase de transformare. Avînd în consecință loc transformarea legată de restructurarea rețelei fără separarea carbonului :

$$Fe\,\gamma\,(C) \rightarrow Fe\,\alpha\,(C)$$

Această transformare nu se efectuează prin difuziune avînd loc reconstruirea rețelei fără variația concentrațiilor în prezență, martensita rezultînd ca o soluție solidă suprasaturată de C în Fe α cu concentrația egală cu cea a austenitei inițiale.

Structura astfel obținută este în afară de echilibru, ea prezentînd tendința de stabilire a echilibrului, fapt care este mult ușurat de încălzirea după călire, în timpul revenirii.

Experiențele efectuate în lucrarea de față comportă rezolvarea a două probleme :

Astfel prima problemă tratează influența temperaturii și a timpului de menținere asupra durității și rezilienței unui oțel indigen cu 0,6% C, la încălzirea după călire.

După călirea la temperatura de 815±5 °C, s-au efectuat încălziri la temperaturile de 600 °C 450 °C 250 °C și 150 °C cu diferiți timpi de menținere.

S-au determinat valorile de duritate (HRC) și reziliența în funcție de temperatura de încălzire la revenire și de timpul de menținere. Datele obținute sînt trecute în tabela 1.

Tabela 1

Timp min.	De menţ. ore	150 °C		250 °C		450 °C		600 °C	
		Durit. HRC	Rezil. Kgm/cm²	Durit. HRC	Rezil. Kgm/cm²	Durit. HRC	Rezil. Kgm/cm²	Durit. HRC	Rezil. Kgm/1m²
5	1/12							35,5	6,5
10	1/6							35,3	8,6
15	1/4			59	0,52	44,2	4,2	35,1	9,05
30	1/2			57,3	0,62	43,1	4,1	31,3	9,44
60	1	61,6	0,64	55,7	0,69	42,3	4,15	29,1	10,97
90	$1^1/_2$			55,1	0,73	42,6	4,66	27	11,49
120	2	58,7	0,71	54,6	0,75	41,6	4,52	26	12,08
160	2h 40			54,5	0,75	40	5,3	26	12,09
180	3	58,5	0,73		0,89	37	5,4		
360	6	58,3	0,73		0,97	36	5,7		
720	12		0,93	53,8	0,92	35,5	5,75		
1 440	24	57,6	1,08	52,7	1,1				
2 880	48	58,7	0,66	53,4	1,1				
5 760	96	56,1		55,9	0,9				

Variaţia valorilor durităţii este reprezentată în fig. 1, iar cea a valorilor rezilienţei în fig. 2.

Temperaturile alese pentru încălzirea la revenire coincid cu temperaturile care marchează transformările care intervin sub aspect microstructural, clasificate în patru grupe [1].

Acestea corespund următoarelor etape de transformare:

Temperatura de 150 °C corespunde primei zone de transformare

Temperatura de 250 °C corespunde celei de a doua zone de transformare

Temperatura de 450 °C corespunde celei de a treia zone de transformare

Temperatura de 650 °C corespunde celei de a patra zone de transformare.

Din studiul variaţiei durităţii şi a rezilienţei se desprind următoarele:

La menţinerea în timp, de la 60 minute pînă la 5 760 minute, la temperatura de 150 °C valorile de duritate prezintă o scădere uşoară, însoţită de o creştere a rezilienţei.

Transformările care au loc la această temperatură, încep de fapt mai puţin intens şi la temperaturi mai joase, continuînd şi terminîndu-se la temperaturi mai înalte de 200 °C. Aceste transformări sînt de natura descompunerii martensitei. Prin transformarea martensitei tetragonale în martensită cubică se micşorează gradul de tetragonalitate pe seama separării prin precipitare a carbonului. Particulele foarte fine de carbură de fier precipitate menţin legătura coerentă cu faza iniţială din care s-a făcut precipitarea.

Scăderea treptată a durităţii se poate explica prin aceea că la aceste valori mari de timp de menţinere precipitarea carbonului din soluţie se continuă în timp.

La menţinerea în timp la temperatura de 250 °C are loc o scădere a durităţii la valori care provin ca o rezultantă a efectelor transformărilor intervenite. Astfel la temperatura aceasta au loc în continuare precipitarea

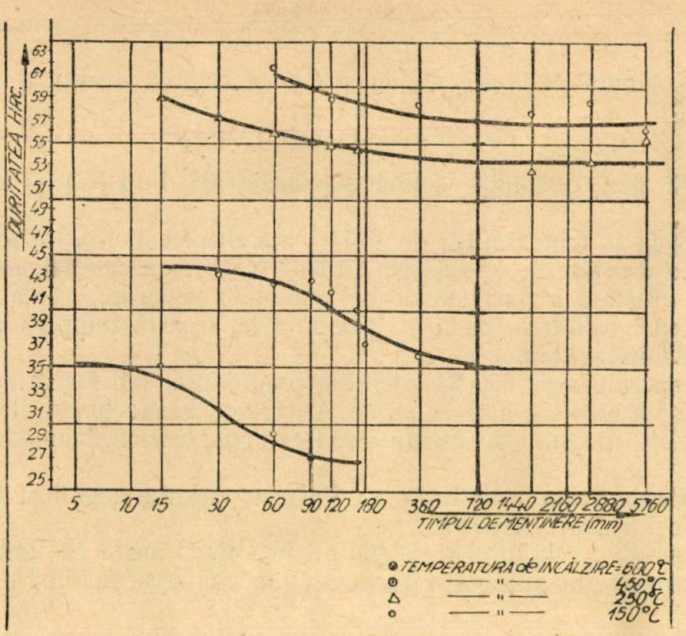


Fig. 1. Variația durității H_{Rc} în funcție de temperatura de încălzire și de timpul de menținere la revenire.

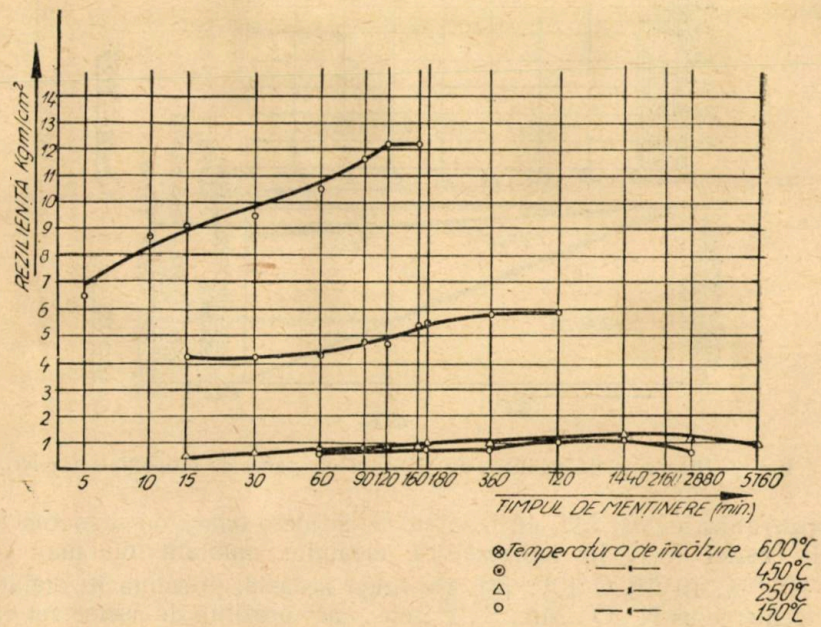


Fig. 2. Variația rezilienței în funcție de temperatura de încălzire și de timpul de menținere la revenire.

carburilor şi sumultan cu aceasta au loc transformarea austenitei reziduale în martensită.

$$Fe\,\gamma\,(C) \rightarrow Fe\,\alpha\,(C) + Fe_xC$$

Rezultă deci o soluţie solidă suprasaturată $Fe\,\alpha\,(C)$ şi carbură de fier Fe_xC.

Revenirea la temperatura de 450 °C marchează în timp o scădere substanţială de duritate şi o creştere a rezilienţei. La această temperatură se produce o creştere a particolelor de cementită separate, nemaiintervenind alte modificări calitative de faze. Totodată la această temperatură se micşorează tensiunile interne.

La temperatura de 650 °C intervine coagularea, sub formă de globule a particolelor carburii de fier separate. Duritatea scade brusc chiar la diferenţe mici ale timpului de menţinere. Rezilienţa crescînd aproximativ proporţional.

În partea doua a lucrării s-a studiat comportarea aceluiaşi aliaj la tratamentul de durificare dispersă.

Diagrama de echilibru a sistemului Fe—Fe_3C arată că limita de solubilitate a carbonului în fierul α variază de la valoarea maximă de 0,025% C

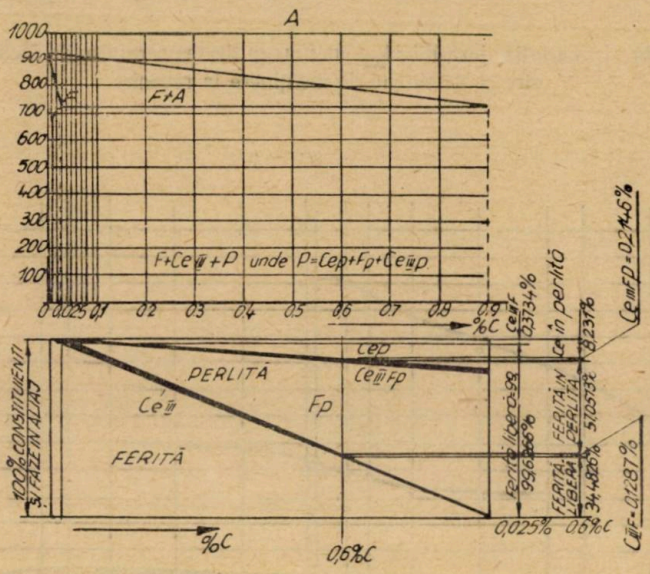


Fig. 3. Diagrama de echilibru Fe—Fe_3C şi diagrama de proporţie a fazelor.

la temperatura eutectoidă, cu tendinţe de scădere odată cu scăderea temperaturii, astfel încît la temperatura mediului ambiant nu mai conţine decît 10^{-5}%, 10^{-6}% C [2]; [3]. Pe lîngă aceasta, prezenţa în oţeluri şi a altor elemente ca N ; O ; Mn ; S ; P ; etc., care prezintă de asemenea variaţii ale limitei de solubilitate în fierul α în funcţia de temperatură, determină capacitatea de durificare dispersă la oţelurile în a căror componentă este

prezentă ferita. Aceasta constituie dizolvantul soluției solide suprasaturate, în faza inițială și drept mediu de dispersie în timpul procesului de îmbătrînire propriu-zis.

Durificarea dispersă era atribuită în majoritatea publicațiilor exclusiv carbonului [4]. În prezent se cunosc efectele sub aspect cantitativ și calitativ cauzate de prezența carbonului, azotului, manganului, oxigenului [5]; [2].

Cercetările s-au efectuat exclusiv asupra oțelurilor cu conținut mic în carbon (max. 0,04% C) la care în mod firesc efectul de dispersie manifestîndu-se în toată amploarea lui, cuprinde maximum aspectului cantitativ și de aici maximum de efecte calitative. Aceasta pe seama prezenței constituentului feritic în proporție mare, la această concentrație mică în carbon.

În lucrarea de față ne-am propus a trata problema privitoare la efectul pe care îl prezintă îmbătrînirea asupra oțelurilor de construcție a căror utilizare se face fără tratamentul termic obișnuit de îmbunătățire, (care exclude posibilitatea apariției fenomenului de îmbătrînire). Utilizarea acestor aliaje urmează să se facă după prelucrarea mecanică precedată de forjare. Răcirea după forjare producîndu-se suficient de rapid pentru a condiționa punerea în soluție a mici cantități de elemente dizolvate care să dea ulterior naștere fenomenului de îmbătrînire. Același efect într-un timp mult mai scurt are loc și în cazul tratamentului termic de sorbitizare.

În etapa primă a lucrării punerea în soluție s-a făcut cu o viteză mare de răcire pentru a exploata maximum de posibilități de reliefare a procesului. Oțelul tratat este OLC 60.

Din cauza concentrației mari de carbon (0,6%) efectul de îmbătrînire cauzat de acest element este diminuat de proporția mai mică de ferită liberă existentă în aliaj.

Din calculele analitice asupra proporției constituenților și a fazelor reiese un procent de 0,12875% Ce terțiară din ferita liberă și 0,214639% Ce terțiară din ferita perlitei prezente în oțelul considerat (0,6% C). Ținînd seamă de aceasta și de asemenea și de faptul că oțelul conține în mod inerent și celelalte elemente (N ; O ; Mn ; S) este evident faptul că în situația în care acestea sînt puse în soluție, generează efectul de îmbătrînire cu toate fazele sale chiar și la temperatura ambiantă.

În literatura de specialitate unii autori nu recunosc decît efectul de îmbătrînire asupra oțelurilor foarte sărace în C. [2]. Este evident că acestea sînt generatoare de efecte maxime. Ținînd seama de efectul carbonului, vom avea următoarea diferență a proporțiilor de Ce III, între oțelul cu 0,025% C. la care efectul este cel mai evident sub aspect cantitativ și oțelul considerat cu 0,6% C.

Din ferită liberă :

Ce III. 0,025% C — Ce III. 0,6% =0,3734% =0,12875% =0,24465% din întregul aliaj.

Din ferita perlitei :

Ce III. 0,025% C—Ce III. 0,6% Carbon=0—0,00214639—0,00214639= =—0,214639% din întregul aliaj.

Se observă o diferenţă reprezentînd 0,24465% din întregul aliaj pentru cementita terţiară din ferită liberă şi un plus de 0,214639% din întregul aliaj din ferita perlitei. Rezultatele calculului analitic precum şi datele comparative între proporţiile constituenţilor şi fazelor celor două oţeluri considerate sînt redate în tabela 2.

Tabela 2

Faze		% carbon în oţel	
		0,025	0,6
Mediu de dispersare (disolvant) disponibil	liber (ferita liberă)	99,6266%	34,48264%
	legat (ferită din perlită)	0%	57,05136%
Faze de dispersie (disolvate) disponibile	Cementită din ferită liberă	0,3734%	0,12875%
	Cementita din ferita perlitei	0%	0,214639%
Constituenţi în restul aliajului (pasiv)	Ce eutectoidă	0%	8,231%
Total		100%	100%

Aceste date obţinute pe cale analitică au condus colectivul nostru la concluzia că fenomenul de dizolvare pe de o parte şi separare dispersă pe de altă parte, — cu toate fazele ei dependente de factorii cunoscuţi există şi la oţelul cu 0,6% C.

Punerea în evidenţă a acestui fenomen s-a făcut prin analiză dilatometrică şi prin determinarea microdurităţii constituenţilor metalografici ai aliajului considerat.

Pentru analiza dilatometrică s-a folosit un dilatometru diferenţial cu probe de 50 mm lungime. Pentru a avea o sensibilitate mai mare s-a lucrat cu scara maximă a dilatometrului. În figura 5 sînt redate curbele dilatometrice diferenţiale ridicate.

Proba etalon folosită a fost din acelaşi material cu 0,6% C recoaptă. Proba de verificat a fost tratată în felul următor: încălzire la 810 °C, menţinere 4 minute răcire foarte lentă pînă la 700 °C menţinere 15 minute urmată de o răcire bruscă, în apă 12 °C. Diagrama tratamentului termic este reprezentată în fig. 4.

Acest tratament s-a efectuat pentru următorul scop : încălzirea peste AC_3 cu o menţinere corespunzătoare pentru obţinerea unei austenite omogene. Răcire lentă pînă sub Ar1 în scopul asigurării separării unei cantităţi maxime de ferită din austenită între Ar_3 şi Ar_1 pe de o parte, iar pe de altă parte pentru a creia o situaţie favorabilă transformării A÷F+Ce pe linia Ar_1. Menţinerea sub Ar_1 pentru omogenizarea soluţiei solide de C în fer α şi obţinerea ei la o concentraţie corespunzătoare maximumului limitei de solubilitate (0,025% C). Răcirea bruscă s-a făcut pentru punerea în soluţie şi obţinerea soluţiei solide suprasaturate metastabile la temperatura mediului ambiant.

Epruvetele au fost încălzite lent la temperaturile de 50 °C de 100 °C și de 150 °C. De asemenea s-a ridicat curba și la încălzire continuă pînă la 570 °C.

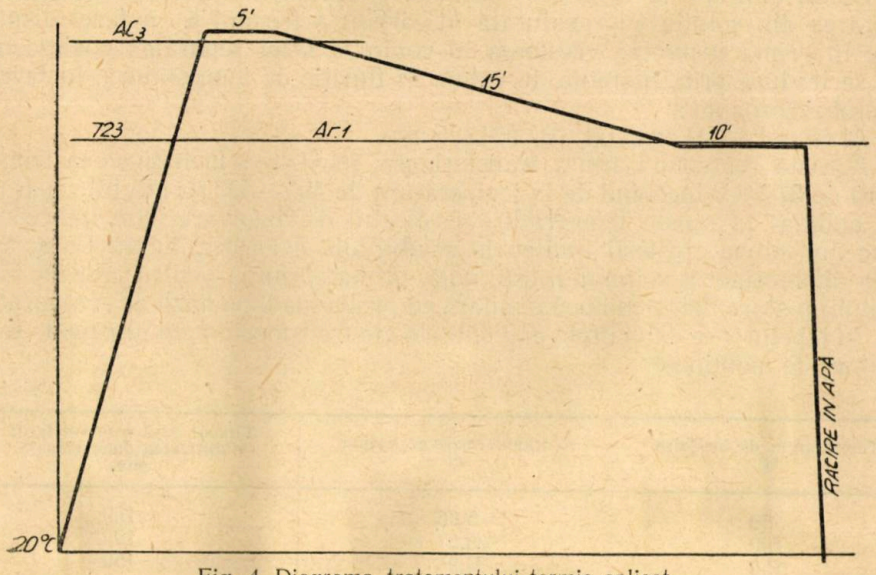


Fig. 4. Diagrama tratamentului termic aplicat.

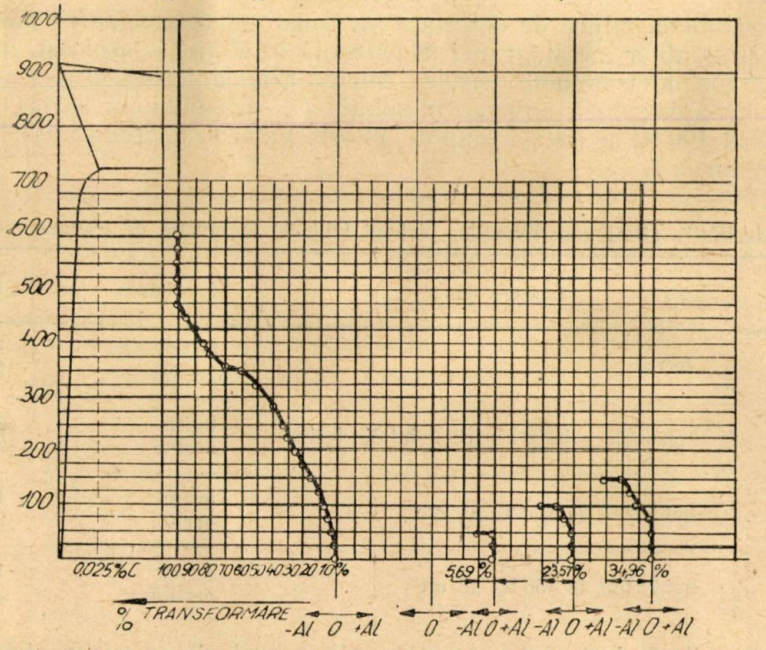


Fig. 5. Curbele dilatometrice diferențiale la încălzire continuă, la încălzire la 150 °C; 100 °C; 50 °C pînă la stabilizarea dimensiunilor.

Toate curbele au aceeaşi aliură, fapt care s-a asigurat prin aceeaşi viteză de încălzire. Suprapunerea curbelor în fig. 5 arată acest lucru.

Curba obţinută la încălzire continuă, confirmă faptul cunoscut cum că separarea din soluţia suprasaturată în carbon a fierului α; a fazei dispersoide în prima instanţă; creşterea în volum a fazei separate; coalescentă etc., se traduce prin diferenţe de volum în funcţie de temperatură, în favoarea probei recoapte:

Al recopt — Al cercetat = 0,0931725 mm.

Aceasta reprezintă 100% transformare, încălzirea făcîndu-se la temperatură de 570 °C. Începînd de la temperatura de 490—500 °C efectul separării este anihilat la aceste temperaturi de efectul de dizolvare care intervenea brusc din cauza creşterii limitei de solubilitate a carbonului în Fe α. Variaţia diferenţială a volumului este nulă, proba obţinînd pentru această temperatură o stare fizico-chimică similară cu proba luată ca bază de comparaţie.

În tabelul 3 se dau cifrele procentuale ale transformării în funcţie de temperatura de menţinere.

Tabela 3

Temperatura de încălzire °C	% transformare de volum m	Timpul după care s-a făcut stabilizarea dimensională min.
50	5,96	180
100	23,57	190
150	34,96	150

Un al doilea mijloc de cercetare l-a constituit determinarea microdurităţii constituenţilor metalografici în prezenţă în aliajul considerat, în următoarele etape de tratament termic: Microduritatea feritei şi a perlitei pe probele recoapte; după punerea în soluţie (a carbonului în ferită) şi după încălzire la 100 °C şi 150 °C timp de 48 ore. Valorile microdurităţii HD sînt redate în tabela 4.

Tabela 4

Microdurităţile (HD) constituenţilor oţelului OLC-60 în funcţie de tratament termic

Nr. crt.	Tratament termic	Constituent	HD kg/mm²
I	Recoacere	ferită perlită	107 195
II	Punere în soluţie a carbonului din ferită	ferită perlită	112 206
III	Îmbătrînit la 100 °C 48 ore	ferită perlită	140 250
IV	Îmbătrînit la 150 °C 48 ore	ferită perlită	148 250

În figurile 5, 6, 7, sînt prezentate microstructurile cu amprentele microdurimetrice.

CONCLUZII

1. Transformările la revenire intervin și la timpi de menținere îndelungați (96 ore) pentru temperaturi joase (150 °C și 250 °C).

2. Aceste transformări reflectate asupra proprietăților cercetate intervin și la valori ale temperaturilor de 450 °C chiar și după 12 ore de menținere.

3. Aspectul calitativ și cantitativ al transformării la menținerea la 600 °C, determină variații bruște a proprietăților, stabilizarea valorilor efectuîndu-se după aproximativ 2 ore.

4. Fenomenul de îmbătrînire după constatările făcute, se manifestă în mod evident și la oțelurile de construcție cu conținut mare în carbon. Transformările au loc sub aspect cantitativ în funcție de starea soluției solide în ceea ce privește cantitatea de elemente dizolvate și în funcție de temperatura de încălzire și de timpul de menținere după punerea în soluție.

Efectele de transformare atît calitative cît și cantitativ au putut fi

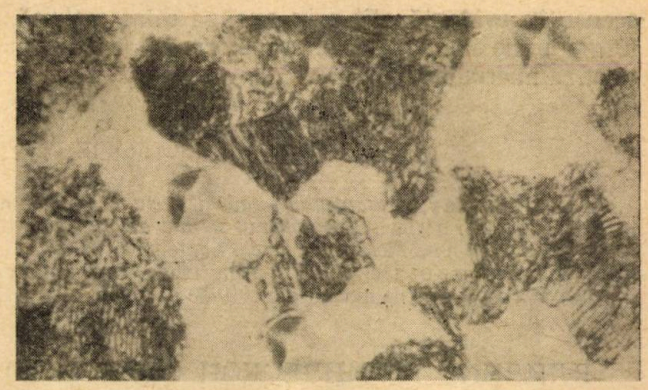


Fig. 6. Microstructura aliajului recopt cu amprente de microduritate pe ferite cu 10 grf și pe perlită cu 30 grf.

Fig. 7. Microstructura aliajului tratat prin punere în soluție a carbonului în ferită și încălzit la 100 °C, cu amprente de microduritate pe ferită cu 10 grf.

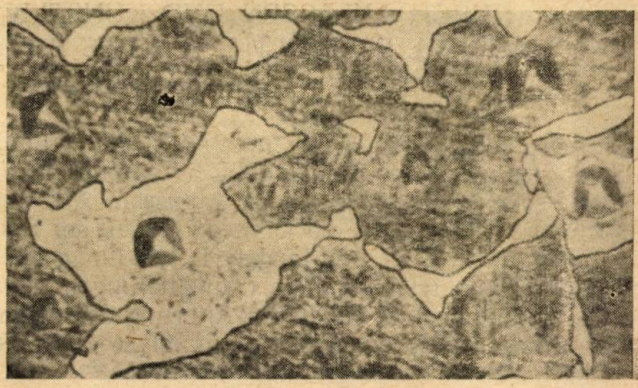


Fig. 8. Microstructura aliajului tratat prin punere în soluție a carbonului în ferită și încălzit la 150 °C cu amprente de microduritate pe ferită cu 10 grf și pe perlită cu 10 și cu 30 grf.

scoase în evidență atît prin analiza dilatometrică, metoda care dă rezultate foarte bune în cercetarea transformărilor de separare dispersă, cît și prin analiză microdurimetrică.

BIBLIOGRAFIE

1. A. P. Guleaev, *Tratamentul termic al oțelului*. Ed. Tehnică 1962.
2. I. E. Contorovici, *Tratamentul termic al oțelului*. Ed. tehnică 1953.
3. H. Schumann, *Metalurgie fizică*. Ed. tehnică 1963.
4. E. S. Davenport și R. C. Bain, Trans. Americ. Soc. Metals. 23 (1935) 1047.
5. I. D. Fast, Revue de metalurgie 10/1950 pag. 779.

ВЛИЯНИЕ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ИСКУСТВЕННОГО ОТПУСКА И СТАРЕНИЯ НА СВОЙСТВА СТРОИТЕЛЬНОЙ СТАЛИ OLC 60

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматривается изменение твердости и ударной прочности стали OLC 60 в зависимости от температуры нагрева и от выдержки при отпуске. Из полученных результатов установлено что при низких температурах отпуска, превращения продолжаются даже при малых значениях выдержки. При высоких температурах превращения имеют место в более короткие сроки.

Затем рассматривается старение той же стали методом дифференциального дилатометрического анализа и определения микротвердости компонентов сплава. Обоими методами установлено что явление старения имеет место также в данном сплаве с содержанием 0,6% углерода.

DER EINFLUSS DER THERMISCHEN BEHANDLUNG DURCH ANLASSEN UND KÜNSTLICHE ALTERUNG AUF DIE EIGENSCHAFTEN DES BAUSTAHLES OLC 60

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die vorliegende Arbeit untersucht die Abhängigkeit der Härte und der Schlagfestigkeit des Stahles OLC 60 von der Temperatur und der Dauer der therm schen Behandlung beim Anlassen. Aus den Ergebnissen der Untersuchungen folgt, dass die Umwandlungen der Struktur bei niederen Temperaturen auch noch bei langen Behandlungszeiten stattfinden. Bei hohen Temperaturen erfolgen diese Umwandlungen in einem kurzen Zeitabschnitt.

Weiter wird die künstliche Alterung desselben Stahles durch die Mehode der dilatometrischen Differentialanalyse und durch die Bestimmung der Mikrohärtezahl der Legierung, untersucht.

Es wurde durch beide Methoden festgestellt, dass die Erscheinung des Alterns auch in der untersuchten Leg erung, mit einem Gehalt von 0,6% Kohlenstoff, stattfindet.

DISERTAȚII SUSȚINUTE IN CADRUL INSTITUTULUI NOSTRU

Nr. crt.	Titlul disertației	Autor	Anul susținerii	Conducător științific
1	2	3	4	5
1	Betoane ușoare simple și armate	Mîrșu Ovidiu	1957	Prof. ing. Avram Constantin
2	Contribuțiuni la studiul structurilor metalice ale halelor industriale	Dalban Constantin	1958	Prof. ing. Mateescu Dan
3	Unele probleme ale betonului slab armat	Filimon Ion	1959	Prof. ing. Avram Constantin
4	Elemente ale construcțiilor metalice sudate, rigidizate transversal unilateral	Cetățeanu Stelian	1959	Prof. ing. Mateescu Dan
5	Contribuții la studiul arderii pe grătar a unor cărbuni bruni din R.P.R.	Theil Helmuth	1960	Prof. dr. ing. Vlădea Ioan
6	Studiul teoretic și experimental al schimbului de căldură și substanță în instalațiile de răcire cu tiraj forțat — sistem pelicular	Boboescu Nicolae	1960	Prof. dr. ing. Vlădea Ioan
7	Combinații mixte ale unor anioni tri- și tetravalenți cu cationii Ag^+ și Tl^+	Tribunescu Petre	1960	Acad. prof. dr. Drăgulescu C.
8	Oscilații ionice în regiunea catodică a descărcării luminiscente. Contribuții la studiul reacțiilor la descărcări în gaze	Minges Roland	1960	Acad. prof. dr. Drăgulescu C.
9	Curbe caracteristice de cavitație la pompele centrifuge cu turație specifică joasă	Anton Ioan	1961	Prof. dr. ing. Bărglăzan A.
10	Valorificarea deșeurilor de carbonat de calciu precipitat de la fabricile de zahăr	Becherescu Dumitru	1961	Acad. prof. dr. Drăgulescu C.
11	Rețele de profile carafoli	Popa Octavian	1961	Prof. dr. ing. Bărglăzan A.
12	Contribuții la studierea întăririi betonului prin metode ultrasonore	Făcăoaru Ioan	1961	Prof. ing. Avram C.
13	Contribuții la studiul pulverizării injectoarelor pneumatice cu aer de joasă presiune	Ungureanu Cornel	1961	Prof. dr. Vlădea Ioan

1	2	3	4	5
14	Contribuţii la studiul aparatelor pentru măsurarea conductivităţii termice prin metoda păcii, cu alimentare directă de la reţea	Barbu Virgil	1961	Prof. dr. Vlădea Ioan
15	Calculul şi dimensionarea de tiraj cu cap de emisie a cazanului de locomotivă cu abur pe baza teoriei similitudinii termice	Hoancă Vasile	1962	Prof. ing. Zăgănescu Ion
16	Contribuţii la studiul grinzilor cu şir de goluri rectangulare	Arcan Mircea	1962	Acad. prof. dr. ing. Nădăşan Şt.
17	Contribuţii teoretice şi experimentale cu privire la tehnologia de izolare a barelor de stator din turbogeneratoarele CMR	Nanu Aurel	1962	Acad. prof. dr. ing. Mikloşi C.
18	Contribuţii cu privire la dimensionarea motorului de acţionare şi a volanului la instalaţii care produc încărcări sub formă de şocuri repetate	Braşovan Mihai	1962	Acad. prof. dr. ing. Mikloşi C.
19	Intensificarea rafinării electrolitice a cuprului prin vibrarea catodului	Rădoi Ioan	1962	Acad. prof. dr. Drăgulescu C.
20	Contribuţii la cunoaşterea descompunerii termice a metanului	Schneider Ioan	1962	Acad. Murgulescu I. Acad. Drăgulescu C.
21	Studiul fotoelastic al rezervoarelor cilindrice cu fundul plat	Rozvan Z. Ioan	1962	Prof.. ing. Mateescu D.
22	Studiul acţionării electrice a unui laminor pentru laminare la rece pe baza deformării plastice a materialului	Bogoevici Nicolae	1962	Acad. prof. dr. ing. Mikloşi C.
23	Reacţii ale sărurilor de uranil cu amoniac şi amine	Julean Ilie	1963	Acad. prof. dr. Drăgulescu C.
24	Contribuţii la studiul termic şi calculul focarului de locomotivă deecranizat pe baza legilor fizice ale transmiterii de căldură	Veştemeanu Nicolae	1963	Prof. ing. Zăgănescu I.
25	Contribuţii la studiul rigidităţii de durată a elementelor încovoiate de beton armat	Tertea Igor	1963	Prof. ing. Avram Constantin